



**HAL**  
open science

# Prédiction de la vulnérabilité des constructions lors des incendies à l'interface milieu naturel/constructions

Karina Meerpoel-Pietri

► **To cite this version:**

Karina Meerpoel-Pietri. Prédiction de la vulnérabilité des constructions lors des incendies à l'interface milieu naturel/constructions. Sciences de la Terre. Université Pascal Paoli, 2021. Français. NNT : 2021CORT0010 . tel-03683059

**HAL Id: tel-03683059**

**<https://theses.hal.science/tel-03683059v1>**

Submitted on 31 May 2022

**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.



**UNIVERSITE DE CORSE-PASCAL PAOLI**  
**ECOLE DOCTORALE ENVIRONNEMENT ET SOCIETE**  
**UMR CNRS 6134 (SPE)**



**Thèse présentée pour l'obtention du grade de**  
**DOCTEUR EN MECANIQUE DES FLUIDES,**  
**ENERGETIQUE, THERMIQUE, COMBUSTION,**  
**ACOUSTIQUE**  
**Mention : Energétique, Génie des Procédés**

**Soutenue publiquement par**  
**KARINA MEERPOEL PIETRI**  
Le 29 novembre 2021

---

**Prédiction de la vulnérabilité des constructions lors des incendies**  
**à l'interface milieu naturel/constructions**

---

**Directeurs :**

M. Paul-Antoine SANTONI, Pr, Université de Corse  
Mme Virginie TIHAY-FELICELLI, Dr, Université de Corse

**Rapporteurs :**

M. Anthony COLLIN, Pr, Université de Lorraine/ Polytech Nancy  
M. Jean-Pierre GARO, Pr, Université de Poitiers

**Jury :**

M. Anthony COLLIN, Pr, Université de Lorraine / Polytech Nancy  
M. Jean-Pierre GARO, Pr, Université de Poitiers  
M. Olivier VAUQUELIN, Pr, Université d'Aix-Marseille  
M. Paul-Antoine SANTONI, Pr, Université de Corse  
Mme Virginie TIHAY-FELICELLI, Dr, Université de Corse

**Membre invité :**

M. Philippe OLLANDINI, Ingénieur, Chef de l'unité Forêt – DFCI à la direction Départementale des Territoires et de la mer de la Corse-du-Sud

## Remerciements

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude à mes directeurs de thèse, Monsieur Paul-Antoine Santoni et Madame Virginie Tihay-Felicelli pour leurs confiances, leurs gentillesse et leurs conseils précieux durant toutes ces années de thèse. Je les remercie également pour tout le temps qu'ils m'ont consacré. Je tiens à leur manifester ma grande reconnaissance.

Je tiens à remercier Monsieur Toussaint Barboni pour m'avoir accueilli au sein de l'équipe FEUX.

Je remercie également Monsieur Frédéric Morandini et Monsieur Antoine Pieri pour leurs grandes disponibilités, leurs conseils et leurs aides lors de la préparation des expériences.

Que Messieurs Anthony Collin, Professeur à l'Université de Lorraine, Jean-Pierre Garo Professeur à l'Université de Poitiers, et Olivier Vauquelin, Professeur à l'Université d'Aix-Marseille, qui me font l'honneur de participer à ce jury trouvent ici l'expression de ma profonde gratitude.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur Nicolas Poiron-Guidoni, Monsieur Guillaume Gerrandi, Madame Anais Pannequin et Monsieur, Paul-Henri Martelloni pour leur soutien et pour l'aide quotidienne qu'ils ont su m'apporter tout au long de ma thèse.

J'exprime toute ma reconnaissance à Madame Yolanda Perez-Ramirez, Monsieur Anthony Graziani et Monsieur Frédéric Bosseur pour leurs aides dans la réalisation des travaux numériques.

Je remercie sincèrement Mesdames Laura Poli et Laetitia Bachetti, pour leurs gentillesse et leurs aides notamment dans toutes les démarches administratives.

Je remercie également tous les membres de l'équipe « Feux de forêt » et les membres du SPE pour leurs soutiens tout au long de ces trois années.

Un ringraziu tamantu a meu fratellu Romain per u so sustegnu, a so ascolta è u so amore. Ch'iddu possi truvà quì a spressione di a me sincera amicizia. Vogliu ringrazià ancu u me surelle, Andrea, Marion, Elisa, Camille è Alexandra per a vostra amicizia infallibile è per tutti i mumenti di felicità cumuna.

Vogliu ringrazià ancu u me missia, a me mimana, a me madrina, a mei cucini, Maé ... a me famiglia è i me amichi per i so amore è i so sustegni incundiziunale.

Un ringraziu tamantu à me Amore Yoan. Ogni ghjornu passatu cù tè sò mumenti d'amore, di felicità è di pace. Ringraziu a vità per t'avè vicinu a me. Grazie per à so aiutu cutidianu è durante questi anni di tesi, chì sò ghjunti à a fine grazie à iddu.

In fine, dediceghju issa tesa à i me parenti chì sò stati per mè un appoghju d'ogni ghjornu è chì m'hanu purtatu tantu amore è felicità.

## Résumé

Les “interfaces forêt/habitat”, zones où l’urbanisation et les espaces naturels se rencontrent, posent de sérieux problèmes dans la gestion du risque incendie en raison d’une augmentation des sources d’inflammation et de la vulnérabilité des infrastructures. Ces travaux de thèse s’inscrivent dans ce contexte et ont pour objectif d’étudier la vulnérabilité des constructions afin de définir des préconisations d’aménagement aux abords des habitations.

Dans un premier temps, la vulnérabilité au feu de deux types de dalles de terrasse face à une source radiative et aux brandons a été étudiée. Face au rayonnement, deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés et les critères de réaction au feu ont été analysés. L’échelle produit a montré que la forme des dalles influence l’inflammabilité. Les dalles thermoplastiques se sont avérées plus combustibles et émettrices de fumées que les dalles en bois. Pour caractériser l’inflammabilité des dalles face aux brandons, nous avons utilisé des copeaux de bois de différentes tailles et formes. Les brandons, enflammés ou incandescents, ont été disposés au contact des dalles à différentes positions. Notre étude a montré que les brandons incandescents ne permettaient pas d’allumer les dalles de terrasse étudiées. En revanche, avec les brandons enflammés, l’allumage des dalles intervient suivant plusieurs positions pour une masse minimale de brandons de 0,31 g pour le bois et 0,28 g pour le thermoplastique.

Dans un second temps, nous nous sommes intéressés aux sollicitations thermiques engendrées par la combustion d’une haie et à son impact sur la dégradation des matériaux de construction. Pour cela une étude multi-échelle a été réalisée. A l’échelle du laboratoire, nous avons reconstituée une haie à l’aide de branches de ciste de Montpellier. La puissance dégagée, la perte de masse et la densité de flux de chaleur mesurée à 1,15 m de la haie ont été examinées. Les résultats obtenus lors du brûlage de la haie ont démontré qu’avec une forte vitesse de croissance au feu (FIGRA) et une puissance de feu (HRR) importante, les haies pouvaient significativement participer au développement d’un incendie aux interfaces forêt/habitat.

Afin de se rapprocher de conditions réelles, la combustion de haies de ciste de surface ( $6 \times 1 \text{ m}^2$ ) a été étudiée à l’échelle du terrain en considérant deux hauteurs (1 et 2 m). Des fluxmètres radiatifs et totaux ont été positionnés à 3 m de la haie. Il a été mis en évidence que la densité de flux de chaleur mesurée pour la haie de 2 m est environ 1,6 fois plus importante que celle obtenue pour la haie de 1 m. Nous avons également reproduit une configuration d’interface forêt/habitat. Une haie ( $6 \times 1 \times 1 \text{ m}^3$ ) a été placée au bord d’une terrasse faite de dalles en bois et à 3 m de différents types de menuiserie (PVC et aluminium). Les résultats ont montré que la densité de flux de chaleur générée par la haie était suffisante pour endommager les ouvrants et les dalles de terrasse en bois.

Par la suite, nous avons utilisé le code de calcul WFDS (code CFD 3D) pour modéliser les expériences de combustion des haies de ciste à l’échelle du laboratoire. Les prédictions ont été confrontés aux résultats expérimentaux, montrant un très bon accord pour le HRR, la perte de masse et la géométrie du front de flamme.

Mots clés : Interfaces forêt/habitat, réaction au feu, combustion, haie, WFDS

## Summary

“The Wildland-Urban Interface (WUI)”, area where houses meet wildland vegetation, rises serious problems in fire risk management due to an increase in ignition sources and the vulnerability of infrastructure. The aim was to study the vulnerability of constructions in order to define recommendations for development in surrounding dwellings.

Firstly, flammability of two kinds of decking slabs, by focussing on radiant exposure and firebrand attack, was studied. Radiant experiments were performed with two experimental devices. At product scale, fire performance properties highlighted that the shape of the slabs influence their ignitability. The thermoplastic slabs were more combustible and emitted more smoke than the wood slabs. The conditions leading to the ignition of decking slabs by firebrands were performed with wood chips with different sizes and shapes. Flaming or glowing firebrands were placed in contact with the slabs at different positions. Our study showed that glowing firebrands did not lead to slab ignition. However, slabs ignition occurred in several positions with critical mass of flaming firebrands of 0.31 g for the wooden slabs and 0.28 g for the thermoplastic ones.

Secondly, the thermal stresses generated by the combustion of a hedge and its impact on the degradation of construction materials was studied with a multi-scale approach. At the laboratory scale, hedge using branches of cistus was reconstructed. The heat release rate, the mass loss and total and radiant heat flux were measured at 1.15 m from the hedge. The burning of the hedge exhibits a high fire growth rate (FIGRA) and a high heat released rate (HRR) showing that the hedge could significantly participate in the development of a fire at WUI.

In order to get closer to actual conditions, hedge burning with a surface of ( $6 \times 1 \text{ m}^2$ ) was studied at field scale for two hedge heights (1 and 2 m). Radiative and total flux heat flux were positioned 3 m from the hedge. It has been shown that the heat flux density generated by the 2 m hedge is approximately 1.6 times greater than for the 1 m hedge. A WUI configuration was also reproduced. For this, a hedge ( $6 \times 1 \times 1 \text{ m}^3$ ) was placed at the edge of a terrace made of wooden slabs and at 3 m from different types of windows (PVC and aluminum). Experiments highlighted that the heat flux density generated by the hedge was sufficient to damage the openings and the wooden terrace slabs.

Finally, WFDS code (3D CFD) was used to simulate the burning hedge at laboratory scale. Experimental results were compared with simulations. The predicted HRR, mass loss and fire front geometry were very close to the experimental results.

Key words: Wildland-Urban Interface, flammability, combustion, hedge, WFDS

## RIASSUNTU

Dapoi parichji anni, assistemu da un versu, à una crescita di a costruzioni a l'intornu di i cità, è dà l'altru versu, machja è arburi piddani u suprana, parvia di u calu di l'agricultura. Sti cambiamenti, aregani nascita di loca di cuntattu trà i spazii naturale e casamenta chi sò numati Liamu furesta-alloghji.

Sti vicinanzi, sò un veru pinseri pà gestì i risichi di l'incendii. In fatti, in sti loca, ci hè veramenti un risicu altu, chi pò accada parvia di fatti umani è ssa dibulezza, pò fà praghjudiziu assi parsoni, è dunqua à i so prupietà. Pà sminui sta dibulezza di i costruzioni in ssi loca, sò stati aduprati ordini riflessi dà fà chi sti focha s'ghini dipiù cuntrolati, ch'eddi faccianu menu danni. Sti moda d'azzioni, sò ditti di sperti ma cù nisuna scienza in appoghju par assicurà li. U scopu di stu travagliu di tesi hè di furnisce infurmazione scientifica nantu à i sullicitazioni termiche generate da a combustione di siepi è di definisce i so impatti annantu à dui elementi vulnerabili: terrazze è legnamerie.

Cusi in prima, avemu esaminatu comu u focu si pudia sparghia attraversu una terrazza di legnu è di plasticu. So stati studiati dui fenomeni tipici di propagazione di u focu: radiazione è pruiezione da i brandoni (pezzi di legnu creati quandu a vegetazione in fiamme si decompone). In particolare, hè statu dimustratu chì, sottu à l'effettu di a radiazione, u legnu s'inffiaru più prestu cà u plasticu. Di più, u legnu è u plasticu ponu esse potenzialmente accesi da brandoni di piccule dimensioni è masse.

Dopu avemu spiegatu u cunsumu di sepii rifatu in laboratoriu, è in campù, incu froni di mughju. Avemu ancu studiatu u cunsumu di i sepii di 6 metra di longu nantu à una tarrazza di legnu è nantu è a legnamerie. Pà ssa cosa, avemu riprudutu une mudelu di vicinanza « arburatura e ambienti casamenta », una sepa alta d'1 m hè stata posta à 3 m da dui tippi di finestre (PVC è alluminu). A terrazza di legnu hè stata posta in cuntattu cù a sepa. I risultati hani musciatu chì l'effetu di u calori, chì vinia da a sepa, bastaia pà impidiscia l'apertura di i dui finestrì è di a tarrazza di legnu. Infine, i risultati svilati in laboratoriu sò stati aduprati pà dà misura à un codici di calculu.

# Table des matières

<b>Remerciements .....</b>	<b>2</b>
<b>Liste des figures .....</b>	<b>11</b>
<b>Liste des tableaux .....</b>	<b>18</b>
<b>Nomenclature.....</b>	<b>20</b>
<b>Introduction .....</b>	<b>23</b>
<b>Chapitre 1. Etat de l'art sur la problématique des incendies dans les interfaces forêt/habitat .....</b>	<b>26</b>
<b>1.1 Mesures de prévention des feux aux interfaces forêt/habitat.....</b>	<b>26</b>
1.1.1 Comportement au feu des matériaux.....	26
1.1.2 Normes et directives.....	30
<b>1.2 La recherche sur les incendies de végétation .....</b>	<b>34</b>
1.2.1 Approches de modélisation et simulation des incendies de végétation .....	34
1.2.2 Caractérisation expérimentale des sollicitations thermiques dues aux feux de végétation.....	36
<b>1.3 Etudes sur la vulnérabilité des éléments constructifs .....</b>	<b>54</b>
1.3.1 Identification des éléments et matériaux vulnérables aux incendies aux interfaces forêt/habitat.....	54
1.3.2 Focus sur les travaux relatifs aux ouvertures et aux terrasses.....	57
<b>1.4 Conclusion .....</b>	<b>59</b>
<b>Chapitre 2. Matériel et méthode .....</b>	<b>60</b>
<b>2.1 Combustibles étudiés.....</b>	<b>60</b>
2.1.1 Les dalles de terrasses .....	60
2.1.2 Les copeaux de bois .....	68
2.1.3 Le ciste .....	70
2.1.4 La frisure de bois.....	73
<b>2.2 Matériels utilisés à l'échelle du laboratoire.....</b>	<b>76</b>
2.2.1 Cône calorimètre .....	76
2.2.2 LSHR.....	77
2.2.3 Le panneau rayonnant radiant .....	78
2.2.4 Instrumentation .....	79

<b>2.3</b>	<b>Protocoles expérimentaux.....</b>	<b>80</b>
2.3.1	Etude de la réaction au feu des dalles de terrasse : cas d'une source radiative.....	80
2.3.2	Etude de la réaction au feu des dalles de terrasses : cas des brandons.....	85
2.3.3	Etude de la propagation d'un feu de litière en pente.....	89
2.3.4	Sollicitation thermique issue de la combustion d'une haie de ciste.....	91
<b>Chapitre 3. Expériences analytiques sur le comportement au feu des dalles de terrasse face à une source radiative .....</b>		<b>98</b>
<b>3.1</b>	<b>Etude à l'échelle matériau .....</b>	<b>98</b>
3.1.1	Description de la combustion des dallettes .....	98
3.1.2	Réaction au feu.....	101
3.1.3	Analyse des fumées.....	108
3.1.4	Performance au feu .....	110
3.1.5	Conclusion sur le comportement au feu des deux dallettes à l'échelle matériau face à une source radiative .....	111
<b>3.2</b>	<b>Etude à l'échelle produit.....</b>	<b>112</b>
3.2.1	Description de la combustion des dalles .....	112
3.2.2	Réaction au feu.....	118
3.2.3	Performance au feu .....	126
3.2.4	Conclusion sur le comportement au feu des dalles de terrasses à l'échelle produit face à une source radiative.....	128
3.2.5	Analyse de l'effet d'échelle .....	129
<b>3.3</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>133</b>
<b>Chapitre 4. Expériences analytiques sur le comportement au feu des dalles de terrasse soumises à des brandons.....</b>		<b>135</b>
<b>4.1</b>	<b>Caractérisation des brandons.....</b>	<b>135</b>
4.1.1	Géométrie des brandons .....	135
4.1.2	Comparaisons avec la littérature .....	137
<b>4.2</b>	<b>Conditions critiques d'allumage .....</b>	<b>139</b>
4.2.1	Position critique d'allumage avec les brandons incandescents .....	139
4.2.2	Position critique d'allumage avec les brandons enflammés.....	140
4.2.3	Nombre et masse de brandons nécessaire pour l'allumage.....	143



<b>4.3</b>	<b>Combustion des dalles après allumage avec un brandon .....</b>	<b>146</b>
<b>4.4</b>	<b>Conclusion .....</b>	<b>153</b>
<b>Chapitre 5. Caractérisation de la sollicitation thermique due à la combustion d'une haie de ciste .....</b>		
<b>5.1</b>	<b>Echelle analytique.....</b>	<b>155</b>
5.1.1	Caractérisation de la combustion de la haie .....	155
5.1.2	Caractéristiques des brandons générés par la combustion d'une haie de ciste .....	160
5.1.3	Conclusion sur la caractérisation de la combustion d'une haie à l'échelle analytique	162
<b>5.2</b>	<b>Echelle terrain.....</b>	<b>162</b>
5.2.1	Description et phénoménologie du front de flamme .....	162
5.2.2	Géométrie du front de flamme .....	167
5.2.3	Densité de flux mesurée à 3 m de la haie .....	170
5.2.4	Conclusion sur la caractérisation des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste à l'échelle du terrain.....	176
<b>5.3</b>	<b>Cas d'un feu dans une interface Végétation/habitat .....</b>	<b>177</b>
5.3.1	Description et phénoménologie du front de flamme .....	177
5.3.2	Géométrie du front de flamme .....	181
5.3.3	Densité de flux mesurées à 3 m de la haie .....	182
5.3.4	Températures mesurées à 3 m de la haie sur les menuiseries .....	185
5.3.5	Impact sur les éléments constructifs .....	186
5.3.6	Conclusion sur la caractérisation des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste dans le cas d'une configuration de feu d'interface .....	188
<b>5.4</b>	<b>Conclusion .....</b>	<b>189</b>
<b>Chapitre 6. Modélisation numérique de la dynamique de combustion de végétation commune aux interfaces forêt/habitat: focus sur le brûlage d'une haie à l'échelle analytique.....</b>		
<b>6.1</b>	<b>Modélisation d'un front de feu se propageant dans une litière de frisure en pente à l'échelle du laboratoire .....</b>	<b>191</b>
6.1.1	Expériences à l'échelle du laboratoire .....	191
6.1.2	Conclusion sur la modélisation d'une propagation en pente à l'échelle du laboratoire.....	203

<b>6.2</b>	<b>Modélisation de la combustion d'une haie de ciste reconstituée à l'échelle du laboratoire.....</b>	<b>204</b>
6.2.2	Paramètres d'entrée .....	204
6.2.3	Analyse de convergence.....	205
6.2.4	Confrontation des résultats expérimentaux et numériques .....	207
6.2.3	Conclusion sur la combustion d'une haie à l'échelle analytique .....	213
<b>6.3</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>213</b>
	<b>Conclusions et perspectives .....</b>	<b>215</b>
	<b>Références .....</b>	<b>220</b>
	<b>Annexe A : les méthodes d'essai et les critères de classification retenus pour la réaction au feu .....</b>	<b>245</b>
	<b>Annexe B : Détermination du taux de charge des dalles en thermoplastique .....</b>	<b>248</b>
	<b>Annexe C : Etude de l'influence du porte-échantillon lors de l'étude de la réaction au feu des dalles de terrasses face à une source radiative à l'échelle matériau .....</b>	<b>249</b>
	<b>Annexe D : Principe de la mesure calorimétrique par consommation d'oxygène .....</b>	<b>250</b>
D.1	Cas du cône calorimètre .....	250
D.1	Cas du LSHR (grand calorimètre).....	252
	<b>Annexe E : Détermination de la position des dalles et estimation de la densité de flux radiatif impactant les dalles .....</b>	<b>254</b>
E.1	Détermination de la position des dalles .....	254
E.2	Calcul de la densité de flux radiatif reçue sur la tranche des dalles situées à une distance de 15 cm du panneau .....	257
	<b>Annexe F : Etude de la réaction au feu des copeaux de bois.....</b>	<b>259</b>
	<b>Annexe G : Courbes de l'évolution de la masse et de la vitesse de perte de masse pour une exposition au rayonnement à l'échelle matériau .....</b>	<b>262</b>
	<b>Annexe H : Détermination du comportement thermique des dalles .....</b>	<b>266</b>
H.1	A l'échelle matériau .....	266
H.2	A l'échelle produit.....	267

<b>Annexe I : Courbes de SPR et SEA pour une exposition au rayonnement à l'échelle matériau .....</b>	<b>268</b>
<b>Annexe J : Courbes de perte de masse, de vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles soumises à un flux radiatif à l'échelle produit.....</b>	<b>272</b>
<b>Annexe K : Courbes de hauteurs maximale et moyenne de flamme pour les dalles soumis à un flux radiatif à l'échelle produit.....</b>	<b>280</b>

## Liste des figures

Figure 1. 1 : a) Four d'incombustibilité, b) Bombe calorimètre, c) Essai à la petite flamme, d) Essai SBI et e) Essai au panneau radiant pour revêtement de sol .....	28
Figure 1. 2 : Notion de Home Ignition Zone [27] .....	32
Figure 1. 3: Schéma explicatifs issus de l'arrête de débroussaillage du département de la Haute Corse concernant la conservation des haies .....	34
Figure 1. 4 : a) Feux se propageant dans une litière d'aiguille de pin [66] et b) Feux se propageant dans un arbuste de ciste [15] .....	38
Figure 1. 5 : Vue aérienne verticale d'une propagation dans un champ de blé récolté ( $50 \times 50 \text{ m}^2$ ) a) Front de flamme 29 s après le début de l'allumage et b) Front de flamme atteignant la fin de la parcelle expérimentale 37 s après le début de l'allumage [100] .....	40
Figure 1. 6 : a) Un petit feu localisé produit par des brandons à côté d'une maison en feu [148] et b) Echantillons de brandons collectés, émis par un pin Coréen de 4,0 m [130]....	51
Figure 1. 7 : a) Attaque de brandon dans le coin d'une fenêtre [155] et b) Fenêtres cassées et fissurées à cause de la chaleur rayonnante de la maison voisine et des clôtures [155] .....	55
Figure 1. 8 : a) Inflammation d'une terrasse en bois [163] et b) Attaque de brandon sur une terrasse en bois [155] .....	55
Figure 1. 9: a) Les braises ont enflammé le grenier [163], b) Goutières fondues [163], c) Allumage d'un plancher suspendu à cause des matériaux combustibles présents autour et sur le plancher [163], d) Propagation du feu à la maison par les escaliers et les poutres en bois [163], e) Chaleur rayonnante due un incendie de voiture [155] et f) Attaque de brandon sur une chaise [155].....	56
Figure 1. 10 : Générateur de brandon développé par le NIST [174].....	58
Figure 2. 1 : Photographies des dalles a) en bois b) en thermoplastique. ....	60
Figure 2. 2: Photographie au MEB de la dalle thermoplastique à 100 micromètre .....	62
Figure 2. 3: Capacité calorifique en fonction de la température pour les deux dalles .....	64
Figure 2. 4: Eprouvette réalisée à partir des dalles a) en thermoplastique, b) en bois .....	66
Figure 2. 5: Absorptivité spectrale des dalles de terrasses entre 0,2 et $19 \mu\text{m}$ .....	67
Figure 2. 6: Photographie des copeaux de bois a) par classes et b) un copeau par sous-classe. ....	68
Figure 2. 7: Distribution de a) longueur, b) largeur, c) épaisseur et d) masse pour les copeaux de la sous-classe C11.....	70
Figure 2. 8: Photographie a) d'un ciste de Montpellier à l'état naturel et b) des branches récoltées .....	71
Figure 2. 9: Capacité calorifique en fonction de la température pour la frisure de bois .....	74
Figure 2. 10: Photographie des échantillons de frisure de bois découpés .....	75
Figure 2. 11: Distribution de a) la masse volumique et b) du rapport surface/volume .....	76
Figure 2. 12: Schéma du cône calorimètre.....	77
Figure 2. 13: Schéma du LSHR .....	78
Figure 2. 14: Photographie du panneau radiant .....	78
Figure 2. 15: a) Dallette en bois b) Dallette thermoplastique - utilisées pour les expériences à l'échelle matériau .....	80
Figure 2. 16: Schéma du dispositif expérimental.....	83
Figure 2. 17: Seuillage des images vidéo a) Image extraite d'un film b) Image après seuillage c) Calcul des hauteurs maximales et moyennes .....	85
Figure 2. 18: Schéma du dispositif expérimental pour la caractérisation des brandons .....	86

Figure 2. 19: Dispositif expérimental pour la détermination des positions critiques d'allumage .....	87
Figure 2. 20: Dispositif expérimental pour la réaction au feu des dalles avec des brandons... 88	88
Figure 2. 21: Dispositif expérimental utilisé pour l'étude de la propagation d'un feu en pente au travers de la frisure de bois .....	90
Figure 2. 22 : Schéma du front de flamme pour les expériences de propagation dans une litière de frisure de bois .....	91
Figure 2. 23: Schéma du dispositif expérimental pour le brûlage d'une haie de ciste à l'échelle du laboratoire .....	93
Figure 2. 24: Dispositif expérimental pour les essais de combustion des haies à l'échelle du terrain .....	94
Figure 2. 25 : Schéma du front de flamme pour les expériences de brûlage des haies à l'échelle du terrain .....	95
Figure 2. 26: Dispositif expérimental de l'expérience modélisant une interface forêt/habitat 97	97
Figure 3. 1 : Evolution temporelle de la perte de masse réduite à la masse consommée et de la vitesse de perte de masse pour un test représentatif pour a) les échantillons de bois et pour b) les échantillons de thermoplastique pour une exposition à une densité de flux radiatif de 20 kW/m <sup>2</sup> .....	98
Figure 3. 2: Vitesse de perte de masse maximale moyenne surfacique en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux échantillons .....	100
Figure 3. 3 : Photographie des échantillons de bois pendant la phase de combustion sans flamme .....	100
Figure 3. 4: Résidu après combustion pour les échantillons a) en bois et b) thermoplastique 101	101
Figure 3. 5 : Temps d'inflammation pour les deux dalles en fonction de la densité de flux radiatif .....	102
Figure 3. 6 : a) Température de surface en fonction du temps pour un test représentatif pour une densité de flux radiatif de 9 kW/m <sup>2</sup> pour les deux échantillons, b) Température d'allumage et c) Flux massique surfacique critique au moment de l'allumage pour les deux échantillons à l'échelle matériau .....	103
Figure 3. 7 : Evolution temporelle de la puissance dégagée lors de la combustion pour un test représentatif pour des expositions à 10, 20, 30, 40 et 50 kW/m <sup>2</sup> des échantillons a) de bois et b) de thermoplastique .....	106
Figure 3. 8: Evolution du SPR et du SEA pour un test en fonction du temps pour les échantillons de a) bois et de b) thermoplastique à 20 kW/m <sup>2</sup> .....	108
Figure 3. 9 : a) FIGRA et b) SMOGRA pour les deux échantillons .....	110
Figure 3. 10: Configuration parallèle : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> pendant a) la phase de pré-d'allumage (t=2 s), pendant la phase de propagation b) (t=690 s), c) (t=990 s), d) pendant la phase de flamme résiduelle (t=1700 s) et e) pendant la phase de combustion sans flamme (t=2500 s).....	112
Figure 3. 11: Configuration perpendiculaire : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> pendant a) la phase de pré-d'allumage (t=10 s), pendant la phase de propagation b) (t=470 s), c) (t=830 s), d) pendant la phase de flamme résiduelle (t=1240 s) et e) pendant la phase de combustion sans flamme (t=1580 s).....	112
Figure 3. 12: Dalle parallèle : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> pendant a) la phase de pré-d'allumage (t=4 s), pendant la phase de propagation b) (t=280 s), c) (t=500 s), d) pendant la phase de flamme résiduelle (t=1100 s) et e) pendant la phase de combustion sans flamme (t=2200 s).....	113

Figure 3. 13 : Evolution temporelle de la perte de masse, de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles étudiées pour une exposition à 20 kW/m <sup>2</sup> .....	115
Figure 3. 14 : MLR maximal surfacique moyen obtenu pour les dalles étudiées à l'échelle produit en fonction de la densité de flux radiatif .....	115
Figure 3. 15: Résidu après combustion a) de la configuration parallèle et b) pour la dalle en thermoplastique à l'échelle produit.....	116
Figure 3. 16: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne (un test) pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> pour a) les dalles en bois en configuration parallèle, b) les dalles en bois en configuration perpendiculaire et c) les dalles thermoplastiques .....	117
Figure 3. 17 : Temps d'allumage moyen en fonction de la densité de flux.....	119
Figure 3. 18: Photographies des faces exposées au brûleur pour la a) dalle en bois suivant la configuration perpendiculaire b) dalle en bois suivant la configuration parallèle et c) dalle thermoplastique .....	120
Figure 3. 19: a) Evolution temporelle de la température de surface pour une exposition à une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> , b) Température de surface au moment de l'allumage et c) Flux massique surfacique critique au moment de l'allumage pour les dalles étudiées à l'échelle produit.....	121
Figure 3. 20 : Photographies réalisées avec la caméra IR pendant l'allumage a) de la configuration parallèle, b) de la configuration perpendiculaire et c) des dalles en thermoplastique pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> .....	121
Figure 3. 21: Evolution temporelle du HRR pour différentes valeurs de la densité de flux (pour un test) pour a) la configuration parallèle, b) la configuration perpendiculaire et c) les dalles en thermoplastique .....	126
Figure 3. 22 : FIGRA en fonction de la densité de flux radiatif pour les dalles étudiées à l'échelle produit .....	127
Figure 3. 23 : a) Densité de flux critique d'inflammation et b) Flux massique surfacique critique en fonction de la surface exposée au panneau adimensionnée par la surface de la source radiative pour les dalles en bois.....	130
Figure 4. 1: Photographie a) des copeaux de bois b) des brandons correspondants.....	135
Figure 4. 2: Diminution des caractéristiques géométriques et de la masse des copeaux de bois après transformation en brandons .....	137
Figure 4. 3: Distribution des brandons en fonction de a) la surface projetée b) la masse.....	138
Figure 4. 4: Surface projetée des brandons en fonction de leur masse .....	139
Figure 4. 5 : Positions critiques d'allumage étudiées pour les deux dalles de terrasse.....	139
Figure 4. 6: Essai d'allumage d'une dalle en bois avec un brandon incandescent de la sous-classe C14 situé au bord de la dalle (position PB2) a) t=10 s et b) t=20 s.....	140
Figure 4. 7: Essai d'allumage d'une dalle thermoplastique avec plusieurs brandons incandescents de la sous-classe C14 situés a) contre le pied de la dalle (position PT2) et b) sous les contours de la dalle (position PT3).....	140
Figure 4. 8: Brandons de la sous-classe C14 placés en tas sur la surface de la dalle en bois (position PB1) a) instant du dépôt t = 0 s, b) extinction totale des brandons après 88 s et c) après le retrait des brandons .....	141
Figure 4. 9: Brandons de la sous-classe C14 placés en tas sur la surface de la dalle thermoplastique (position PT1) a) instant du dépôt t = 0 s, b) extinction totale des brandons après 180 s (fumée dégagée par le thermoplastique) et c) après le retrait des brandons .....	141
Figure 4. 10: Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé entre les interstices (position PB3) a) t=10 s, b) t=32 s, c) t=144 s et d) t=300 s.....	141

Figure 4. 11: Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé au bord de la dalle en bois (position PB2), a) $t=7$ s, b) $t=36$ s et c) $t=55$ s.....	142
Figure 4. 12 : Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé contre le pied de dalle (position PB4) a) $t=10$ s, b) $t=40$ s et c) $t=60$ s .....	142
Figure 4. 13: Allumage d'une dalle en thermoplastique avec un brandon de la sous-classe C14 situé contre le pied de la dalle (position PT2) a) $t=3$ s, b) $t=16$ s, c) $t=44$ s et d) $t=67$ s. ....	142
Figure 4. 14: Allumage d'une dalle en thermoplastique avec un brandon de la sous-classe C14 situé sous les contours de la dalle (position PT3) a) $t=10$ s, b) $t=20$ s, c) $t=30$ s et d) $t=43$ s .....	142
Figure 4. 15: Positionnement des brandons pour a) la dalle en bois et b) la dalle thermoplastique .....	146
Figure 4. 16 : Photographies de la combustion de la dalle en bois a) pendant la phase d'allumage ( $t= 10$ s), b) durant l'établissement de la flamme ( $t=650$ s), c) durant la phase de propagation ( $t=1620$ s), d) durant la phase de flamme résiduelles ( $t= 3120$ s) et e) durant la phase de combustion sans flamme ( $t= 4100$ s).....	147
Figure 4. 17: Evolution temporelle pour un test représentatif a) de la perte de masse adimensionnées et b) de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles en bois .....	148
Figure 4. 18: a) Hauteur de flamme maximale et moyenne mesurée pour un test et b) Courbe de HRR pour un test en fonction du temps pour les dalles en bois.....	149
Figure 4. 19: Photographies de la combustion de la dalle en thermoplastique a) pendant la phase d'allumage ( $t= 8$ s), b) durant la phase de propagation ( $t=240$ s), c) durant la phase de propagation ( $t=660$ s= d) durant la phase de petite flamme ( $t= 1320$ s) et e) pendant la phase de combustion dans flamme ( $t=3420$ s) .....	151
Figure 4. 20: Evolution temporelle a) de la perte de masse et b) de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour un test représentatif pour les dalles en thermoplastique .....	151
Figure 4. 21: a) Hauteur de flamme maximale et moyenne mesurée pour un test et b) Courbe de HRR pour un test en fonction du temps pour les dalles en thermoplastique .....	152
Figure 5. 1: Photos de la haie en feu : a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois ( $t = 10$ s) b) Transition du feu entre la litière et la haie ( $t = 38$ s) c) Brûlage de la haie ( $t = 59$ s) d) Brûlage des particules les plus épaisses ( $t = 125$ s).....	156
Figure 5. 2 : Hauteurs de flamme maximales moyennes obtenues lors des expériences de brûlage de haies. La partie hachurée indique les hauteurs non observables dues à la hotte.....	156
Figure 5. 3 : a) Perte de masse adimensionnée par la masse initiale et b) vitesse de perte de masse moyenne obtenues lors des expériences de brûlage de haies. ....	158
Figure 5. 4 : HRR moyen obtenus lors des expériences de brûlage de haies. ....	158
Figure 5. 5: Densité de flux total, radiatif et convectif mesurées pendant les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du laboratoire.....	159
Figure 5. 6 : Photographie des brandons recueillis .....	161
Figure 5. 7 : Répartition des brandons a) en fonction des barquettes et b) en fonction du type de particules c) en fonction de la masse et de la surface projetée.....	161
Figure 5. 8: Essai 1 : photographies de la combustion d'une haie de 1 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois ( $t = 1$ s) b) Allumage de la haie ( $t = 5$ s) c) Brûlage de la haie ( $t = 19$ s) d) Brûlage des particules les plus épaisses ( $t = 61$ s).....	163
Figure 5. 9 : Essai 2 : photographies de la combustion d'une haie de 1 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois ( $t = 7$ s) b) Allumage de la haie	

	(t = 11 s) c) Brûlage de la haie (t = 28 s) d) Brûlage des particules les plus épaisses (t = 56 s).....	164
Figure 5. 10 :	Essai 3 : photographies de la combustion d'une haie de 2 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois (t = 6s) b) Allumage de la haie (t = 34 s) c) Brûlage de la haie (t = 48 s) d) Brûlage des particules les plus épaisses (t = 109 s).....	164
Figure 5. 11 :	Direction (a, c et e) et vitesse (b, d, f) du vent pour les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du terrain.....	165
Figure 5. 12: a)	Hauteur de flamme, b) Longueur de flamme et c) Avancée du front de flamme en fonction du temps pendant les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du terrain.....	168
Figure 5. 13 :	Intensité du front de flamme en fonction du temps, évaluée à partir de 5 équations issues de la littérature a) Essai 1 et b) Essai 2.....	170
Figure 5. 14: Densités de flux total et radiatif mesurées à 3 m de la haie lors des expériences à l'échelle du terrain.....		171
Figure 5. 15 :	Densités de flux total, radiatif, convectif et longueur de flamme mesurées pour l'essai 2.....	172
Figure 5. 16 :	Photographies de l'expérience pour une configuration de feu d'interface à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois (t = 6s) b) Allumage de la haie (t = 19 s) c) Combustion de la haie (t = 48 s) d) Phase d'extinction (t = 109 s).....	178
Figure 5. 17:	Direction et vitesse du vent pendant l'expérience de la configuration de feu d'interface.....	178
Figure 5. 18 :	Intensité du front de flamme évaluer à partir de 5 équations issues de la littérature en fonction du temps.....	179
Figure 5. 19 :a)	Hauteur du front de flamme b) Longueur de flamme et c) Avancée du front de flamme - en fonction du temps pendant les expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface.....	181
Figure 5. 20 :	Photographies de l'expérience pour une configuration de feu d'interface à l'échelle du terrain à 40 s.....	182
Figure 5. 21 :	Densités de flux a) total et b) radiatif mesurées à 3 m devant la haie lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d'interface.....	183
Figure 5. 22 :	Densités de flux total, radiatif, convectif mesurées sur le côté de la haie à 1,5 m du sol et longueur de flamme obtenue lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface.....	183
Figure 5. 23: Température relevée sur les fenêtres situées à 3 m de la haie lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface.....		186
Figure 5. 24: Photographie des dalles de terrasses et des fenêtres après les expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d'interface.....		188
Figure 6. 1: Photographie du front de flamme pour une charge de 0,318 kg/m <sup>2</sup> , 40 s après l'allumage a) avec la caméra 1 et b) avec la caméra 2.....		192
Figure 6. 2 :	Résultats expérimentaux pour les deux charges étudiées : a) perte de masse, b) MLR, c) HRR et d) densité de flux radiatif en fonction du temps. Les lignes pointillées verticales correspondent aux intervalles de temps sur lesquels les grandeurs géométriques du feu et la vitesse de propagation ont été calculés.....	194
Figure 6. 3: HRR prédit obtenu au cours du temps pour les différentes tailles de maille lors de la propagation du feu dans la litière de frisure pour une charge de combustible de a) 0,318 kg/m <sup>2</sup> et b) 0,617 kg/m <sup>2</sup> .....		197
Figure 6. 4: Front de flamme expérimental et simulé pour une charge de a) 0,318 kg/m <sup>2</sup> (t= 60 s) et b) 0,617 kg/m <sup>2</sup> (t=40 s).....		198



Figure 6. 5: Pertes de masse et MLR prédits et expérimentaux pour la propagation en pente : a) et b) pour la charge de 0,318 kg/m <sup>2</sup> et c) et d) pour la charge de 0,617 kg/m <sup>2</sup> .....	199
Figure 6. 6: HRR prédits des gaz, des résidus carbonneux et total pour a) 0,318 kg/m <sup>2</sup> , b) 0,617 kg/m <sup>2</sup> .....	200
Figure 6. 7: Comparaison entre les HRR prédits et expérimentaux a) Cas de la charge de 0,318 kg/m <sup>2</sup> et b) Cas de la charge de 0,617 kg/m <sup>2</sup> (à gauche les HRR expérimentaux moyens et à droite les HRR expérimentaux présentant les meilleurs accords avec les simulations).....	201
Figure 6. 8: Différence entre le HRR total expérimental le plus proche et le HRR prédit au cours du temps pour la charge a) de 0,318 kg/m <sup>2</sup> et b) de 0,617 kg/m <sup>2</sup> .....	202
Figure 6. 9: Densité de flux radiatif prédite et expérimentale pour a) 0,318 kg/m <sup>2</sup> et b) 0,617 kg/m <sup>2</sup> .....	202
Figure 6. 10: HRR prédits au cours du temps obtenu avec les trois maillages testés : 1, 2,5 et 5 cm.....	206
Figure 6. 11 : Propagations observées et prédites du feu lors du brûlage des haies de ciste : a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois (t=10 s), b) Transition du front de feu entre la litière et la haie (t= 38 s), c) Combustion de la haie (t=59 s), d) Phase d'extinction (t=86 s) et e) Fin de la combustion (t=125 s). .....	207
Figure 6. 12 : Température de la frisure de bois et des feuilles de ciste et HRR par unité de volume pour a) Propagation du feu dans la litière (t=10 s), b) Transition du front de feu entre la litière et la haie (t= 38 s), c) Combustion de la haie (t=59 s) et d) Phase de décroissance de la combustion (t=86 s).....	208
Figure 6. 13 : Comparaison des valeurs prédites et expérimentales lors des expériences de combustion des haies : a) perte de masse totale b) MLR total c) perte de masse de la frisure d) MLR de la frisure e) perte de masse des branches de ciste f) MLR des branches de ciste .....	210
Figure 6. 14 : Masses résiduelles prédites par étage et par classes de particules : a) en kg, b) en pourcentage .....	210
Figure 6. 15 : HRR prédits dû à la combustion des gaz, à l'oxydation des résidus carbonneux et total.....	211
Figure 6. 16: Comparaison entre le HRR prédit et a) le HRR expérimental moyen b) le HRR du Test 6 correspondant à la meilleure correspondance. ....	212
Figure 6. 17: Différence entre le HRR total expérimental le plus proche et le HRR prédit pour la combustion de haie de ciste à l'échelle analytique.....	213
Figure A. 1 : Essais pour la classification au feu.....	246
Figure A. 2: Essais pour la classification au feu des sols.....	247
Figure B. 1: a) Perte de masse adimensionnée b) Vitesse de perte de masse adimensionnée obtenues pour les dalles thermoplastiques chauffées à 10°C/min sous atmosphère inerte.....	248
Figure C. 1: Photographie a) du porte-échantillon standardisé b) du porte-échantillon grillagé .....	249
Figure C. 2: Temps d'inflammation obtenus avec les deux types de porte-échantillons.....	249
Figure E. 1: a) Schéma des différents points de mesure b) Densité de flux en fonction de la distance.....	255
Figure E. 2 : Positionnement des différents fluxmètres pour la cartographie du flux à 0,5 m de distance.....	256
Figure E. 3: Cartographie à 0,5 m de distance a) Densité de flux total face au brûleur et b) Densité de flux radiatif face au brûleur.....	256
Figure E. 4: Positionnement a) de la dalle en bois et b) de la dalle en thermoplastique par rapport au brûleur radiant .....	256

Figure E. 5: Schéma pour le calcul du facteur de forme entre le panneau radiant et la dalle	257
Figure E. 6: Densité de flux radiatif reçu a) sur la tranche de la dalle en bois à 15 cm du panneau et pour des hauteurs $y = -12,5, -13,7$ et $-14,9$ cm et b) sur la tranche de la dalle en thermoplastique à 15 cm du panneau et pour des hauteurs $y = -12,5, -15,15$ et $-17,8$ cm.	258
Figure F. 1: a) Temps de résidence de flamme et b) temps de combustion sans flamme - en fonction des différentes classes de brandons	260
Figure F. 2: a) Temps d'allumage moyen en fonction de l'épaisseur moyenne et b) Temps de combustion sans flamme en fonction du volume moyen des copeaux de bois	261
Figure G. 1: Perte de masse réduite par la masse consommée et vitesse de perte de masse pour les dalles en bois exposées à a) 10 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> , g) 40 kW/m <sup>2</sup> , h) 45 kW/m <sup>2</sup> et i) 50 kW/m <sup>2</sup>	263
Figure G. 2: Perte de masse réduite par la masse consommée et vitesse de perte de masse pour les dalles en thermoplastique exposées à a) 10 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> , g) 40 kW/m <sup>2</sup> , h) 45 kW/m <sup>2</sup> et i) 50 kW/m <sup>2</sup>	265
Figure H. 1: a) Inverse de la racine carrée du temps d'inflammation et b) inverse du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux échantillons	267
Figure H. 2: a) Inverse de la racine carrée du temps d'inflammation et b) inverse du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux radiatif pour les dalles	267
Figure I. 1: Taux de production de fumées (SPR) et aire d'extinction des fumées (SEA) pour les dalles en bois à a) 10 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> , g) 40 kW/m <sup>2</sup> , h) 45 kW/m <sup>2</sup> et i) 50 kW/m <sup>2</sup>	269
Figure I. 2: Taux de production de fumées (SPR) et aire d'extinction des fumées (SEA) pour les dalles en thermoplastique à a) 10 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> , g) 40 kW/m <sup>2</sup> , h) 45 kW/m <sup>2</sup> et i) 50 kW/m <sup>2</sup>	271
Figure J. 1: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour la configuration parallèle des dalles en bois à a) 17 kW/m <sup>2</sup> , b) 18 kW/m <sup>2</sup> et c) 19 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> , et g) 40 kW/m <sup>2</sup>	274
Figure J. 2: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour la configuration perpendiculaire des dalles en bois à a) 11 kW/m <sup>2</sup> , b) 12 kW/m <sup>2</sup> , c) 13 kW/m <sup>2</sup> , d) 14 kW/m <sup>2</sup> , e) 15 kW/m <sup>2</sup> , f) 20 kW/m <sup>2</sup> , g) 25 kW/m <sup>2</sup> , h) 30 kW/m <sup>2</sup> , i) 35 kW/m <sup>2</sup> et j) 40 kW/m <sup>2</sup>	277
Figure J. 3: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour les dalles en thermoplastiques à a) 14 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> et g) 40 kW/m <sup>2</sup>	279
Figure K. 1: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour la configuration parallèle des dalles en bois à a) 17 kW/m <sup>2</sup> , b) 18 kW/m <sup>2</sup> , c) 19 kW/m <sup>2</sup> , d) 20 kW/m <sup>2</sup> , e) 25 kW/m <sup>2</sup> , f) 30 kW/m <sup>2</sup> , g) 35 kW/m <sup>2</sup> et h) 40 kW/m <sup>2</sup>	280
Figure K. 2: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour la configuration perpendiculaire des dalles en bois à a) 11 kW/m <sup>2</sup> , b) 12 kW/m <sup>2</sup> , c) 13 kW/m <sup>2</sup> , d) 14 kW/m <sup>2</sup> , e) 15 kW/m <sup>2</sup> , f) 20 kW/m <sup>2</sup> , g) 25 kW/m <sup>2</sup> , h) 30 kW/m <sup>2</sup> , i) 35 kW/m <sup>2</sup> et j) 40 kW/m <sup>2</sup>	281
Figure K. 3: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour les dalles en thermoplastique à a) 14 kW/m <sup>2</sup> , b) 15 kW/m <sup>2</sup> , c) 20 kW/m <sup>2</sup> , d) 25 kW/m <sup>2</sup> , e) 30 kW/m <sup>2</sup> , f) 35 kW/m <sup>2</sup> et g) 40 kW/m <sup>2</sup>	282

## Liste des tableaux

Tableau 1. 1 : Synthèse des expériences réalisées à l'échelle du laboratoire concernant la dynamique de combustion des végétaux (en gras les travaux relatifs aux interfaces forêt/habitat).....	41
Tableau 1. 2 : Synthèses des expériences réalisées à l'échelle du terrain concernant la dynamique de combustion des végétaux (en gras les travaux relatifs aux interfaces forêt/habitat).....	45
Tableau 1. 3: Masse, surface et volume de différents brandons étudiés dans la littérature .....	52
Tableau 2. 1: Analyse élémentaire des dalles de terrasses.....	61
Tableau 2. 2: Pouvoirs calorifiques supérieurs et inférieurs des deux dalles étudiées.....	62
Tableau 2. 3: Conductivité thermique des deux dalles étudiées.....	64
Tableau 2. 4: Masses volumiques des deux dalles étudiées.....	65
Tableau 2. 5: Emissivité effectives des deux dalles .....	67
Tableau 2. 6: Analyse élémentaire des copeaux de pin.....	68
Tableau 2. 7: Paramètres statistiques obtenus pour chaque sous-classe de copeaux de bois...	69
Tableau 2. 8: Répartition massique des classes de particules en pourcentage .....	72
Tableau 2. 9: Propriétés physico-chimiques et géométriques des particules issues d'un ciste	73
Tableau 2. 10: Analyse élémentaire de la frisure de bois et teneurs en cendres.....	73
Tableau 2. 11: Analyse de la teneur en matières volatiles, en résidu charbonneux et en cendres de la frisure en pourcentage massique .....	74
Tableau 2. 12: Paramètres statistiques obtenus pour la frisure de bois .....	76
Tableau 2. 13: Caractéristiques de la caméra thermique .....	79
Tableau 2. 14: Conditions expérimentales pour les tests de propagation avec la frisure de bois .....	91
Tableau 2. 15: Pourcentage massique des différentes classes de particules composant les haies de ciste.....	92
Tableau 3. 1: Densité de flux critique d'inflammation et temps d'inflammation en fonction de différentes teneurs en eau pour les échantillons de bois à l'échelle matériau.....	102
Tableau 3.2: Temps de résidence de flammes et temps de combustion sans flammes pour les deux échantillons à l'échelle matériau .....	105
Tableau 3.3: Paramètres de combustibilité des échantillons à l'échelle matériau.....	107
Tableau 3.4: Valeurs du pic du taux de production de fumée (PSPR), de la production totale de fumée (TSP) et de la moyenne de l'aire d'extinction des fumées (SEA) dans la phase de flamme pour les deux échantillons à l'échelle matériau .....	109
Tableau 3. 5 : Vitesse de propagation moyenne, moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme maximale et moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme moyenne en fonction de la densité de flux pour la combustion des dalles à l'échelle produit	118
Tableau 3. 6 : Temps de résidence de flamme, de propagation, de combustion avec flammes résiduelles et de combustion sans flamme .....	123
Tableau 3. 7: Paramètres de combustibilité des dalles à l'échelle produit.....	125
Tableau 3. 8 : Critères de performance au feu selon la norme EN ISO 9239-1.....	128
Tableau 3. 9 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en bois aux échelles matériau et produit pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> .....	131
Tableau 3. 10 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalles en thermoplastique aux échelles matériau et produit pour une densité de flux de 20 kW/m <sup>2</sup> .....	133
Tableau 4. 1: Caractéristiques des brandons obtenus pour chaque sous-classe.....	136
Tableau 4. 2: Nombre critique de brandon menant à l'allumage de la dalle .....	144
Tableau 4. 3: Masse critique correspondante de brandon menant à l'allumage de la dalle.....	145

Tableau 4. 4: Temps d'allumage des dalles de terrasse pour les différentes sous-classes de brandon.....	146
Tableau 4. 5: Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en bois pour les deux allumages : par brandon et à l'aide du panneau radiant .....	150
Tableau 4. 6 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en thermoplastique pour les deux allumages: par brandon et à l'aide du panneau radiant .....	153
Tableau 5. 1: Grandeurs thermiques relatives à la combustion de la haie à l'échelle du laboratoire .....	159
Tableau 5. 2 : Mesures relatives aux brulages des haies de ciste à l'échelle du terrain.....	166
Tableau 5. 3: Densités maximales de flux total et radiatif mesurées à l'échelle du terrain ....	172
Tableau 5. 4 : Temps d'exposition pour différents seuils de densité de flux thermique .....	173
Tableau 5. 5 : Vulnérabilité de différents matériaux en fonction de la densité de flux [34] ...	174
Tableau 5. 6: Doses thermiques mesurées pour le brulage de haie à l'échelle du terrain .....	175
Tableau 5. 7: Doses thermiques pouvant conduire à l'endommagements de différents matériaux retrouvées dans la littérature. ....	176
Tableau 5. 8: Mesures relatives à la combustion d'une haie dans une configuration de feu d'interface .....	180
Tableau 5. 9: Densité de flux maximales obtenues lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d'interface .....	183
Tableau 5. 10 : Temps d'exposition pour différents seuils de flux thermique .....	184
Tableau 5. 11 : Doses thermiques mesurées lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface .....	184
Tableau 5. 12: Température maximales mesurées sur les fenêtres lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d'interface.....	186
Tableau 5. 13 : Températures conduisant à l'endommagement de différents matériaux.....	186
Tableau 5. 14 : Préconisations afin d'abaisser la vulnérabilité des bâtiments en fonction de doses thermiques attendues .....	190
Tableau 6. 1: Propriétés géométriques du front de flamme obtenues lors d'une propagation en pente .....	192
Tableau 6. 2: Propriétés du banc de combustion utilisées pour les simulations .....	195
Tableau 6. 3: Propriétés thermo-physiques de la frisure de bois utilisées par WFDS .....	196
Tableau 6. 4: Longueurs caractéristiques et tailles de mailles associées .....	197
Tableau 6. 5: Propriétés géométriques du front de flamme obtenues numériquement lors d'une propagation dans une litière de frisure en pente.....	203
Tableau 6. 6: Propriétés des classes de particules composant les haies de ciste.....	204
Tableau 6. 7: Propriétés thermo-physiques de la haie de ciste utilisées par WFDS .....	205
Tableau 6. 8: Longueurs caractéristiques et tailles de maille associées pour les expériences de combustion des haies reconstituées.....	206
Tableau A. 1 : Définitions et formules utilisées dans les essais de classification au feu .....	245
Tableau F. 1: Propriétés d'inflammabilité des sous-classes de copeaux de bois .....	261

## Nomenclature

### Symboles

A	Coefficient pré-exponentiel des lois d'Arrhenius	(s <sup>-1</sup> )
AV	Avancée du front de flamme	(m)
BF	Base de la flamme	(m)
$c_p$	Capacité calorifique	(J/kg.K)
$c$	Vitesse de la lumière	(m/s)
$d$	Distance	(m)
DB	Diamètre de la branche de ciste	(m)
DF	Diamètre des brindilles et des feuilles de ciste	(m)
$d_x$	Taille de maille	(m)
$E_{char}$	Energie d'activation des résidus carbonneux	(kJ/mol)
$E_{H_2O}$	Energie d'activation de la dessiccation	(kJ/mol)
E	Constante calorifique	(J/kg d'O <sub>2</sub> )
$E_{pyr}$	Energie d'activation de la pyrolyse	(kJ/mol)
F	Fonction de distribution cummulative	(-)
$f$	Fonction de densité de probabilité	(m <sup>-1</sup> )
FIGRA	Vitesse de développement du feu	(W/s)
$F_{CD}$	Facteur de coefficient de trainée	(-)
H	Hauteur	(m)
$h_p$	Constante de Planck	(J/s)
HB	Hauteur de la branche de ciste	(m)
HF	Hauteur de flamme	(m)
HRR	Puissance du feu	(kW)
I	Intensité	(kW/m)
K	Constante d'extinction	(-)
$k_b$	Constante de Boltzmann	(J/K)
$k_t$	Constante déterminée avec un brûleur au propane	(-)
$k_p$	Constante de la sonde bidirectionnelle	(-)
LF	Longueur de flamme	(m)
L	Longueur	(m)
$L(\lambda)$	Luminance spectrale	(W/m <sup>3</sup> .sr)
l	Largeur	(m)
$m$	Masse	(kg)
$\dot{m}$	Débit massique	(kg/s)
MLR	Débit massique	(kg/s)
MLRA	Débit massique adimensionné	(s <sup>-1</sup> )
M	Masse molaire	(kg/mol)
$n$	Nombre de mol	(mol)
$\dot{n}$	Débit molaire	(mol/s)
P	Pression	(Pa)
$\dot{q}''_{cr}$	Densité de flux critique d'inflammation	(kW/m <sup>2</sup> )
$\sigma_{sv}$	Rapport surface volume	(s <sup>-1</sup> )
S	Surface	(m <sup>2</sup> )
THR	Energie de combustion dégagée	(J)
TSP	Production totale de fumée	

T	Température	(K)
t	Temps	(s)
SEA	Aire d'extinction des fumées	(m <sup>2</sup> /kg)
SMOGRA	Vitesse de développement des fumées	(m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> )
SPR	Taux de production de fumée	(m <sup>2</sup> /s)
PF	Profondeur de la flamme	(m)
PSPR	Pic de taux de production de fumée	(m <sup>2</sup> /s)
PHRR	Pic de puissance du feu	(kW)
PMLR	Pic de vitesse de perte de masse	(kg/s)
V	Volume	(m <sup>3</sup> )
$\dot{V}$	Débit volumique	(m <sup>3</sup> /s)
X	Fraction massique	(-)
SEA	Aire d'extinction des fumées	(m <sup>2</sup> /kg)

### Symboles grecs

$\alpha$	Facteur d'expansion	(-)
$\alpha_\lambda$	Aborptivité hémisphérique spectrale	(-)
$\alpha_{eff}$	Aborptivité effective	(-)
$\alpha_{char}$	Fraction d'énergie de l'oxydation des charbons absorbée par le combustible solide	(-)
$\beta$	Angle de séparation	(°)
$\beta_{char}$	Constante de l'équation d'oxydation des résidus charbonneux	(-)
$\beta_c$	Compacité du combustible	(m <sup>3</sup> )
$\beta_e$	Compacité de la phase solide	(m <sup>3</sup> )
$\sigma_s$	Surface d'extinction spécifique par unité de masse de suie	(m <sup>2</sup> /kg)
$\gamma$	Angle d'inclinaison	(°)
$\Gamma$	Pourcentage massique	(%kg)
$\delta$	Epaisseur	(m)
$\delta_R$	Longueur d'extinction	(m)
$\delta_f$	Hauteur du combustible	(m)
$\varepsilon_{eff}$	Emissivité effective	(-)
$\lambda$	Conductivité thermique	(W/m.K)
$\Delta h_{char}$	Enthalpie de réaction des résidus charbonneux	(kJ/mol)
$\Delta h_{pyr}$	Enthalpie de réaction de la pyrolyse	(kJ/mol)
$\Delta h_{vap}$	Enthalpie de réaction de la vaporisation	(kJ/mol)
$\Delta H_c$	Enthalpie de combustion	(kJ/mol)
$\tau_\lambda$	Réfectivité hémisphérique spectrale	(-)
$\rho_\lambda$	Transmittivité hémisphérique spectrale	(-)
$\rho$	Masse volumique	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_e$	Masse volumique apparente	(kg/m <sup>3</sup> )
$\phi$	Facteur de consommation	(-)
$\Phi$	Densité de flux radiatif incident	(kW/m <sup>2</sup> )
$\chi_{eff}$	Efficacité de la combustion	(%)
$\chi$	Fraction massique	(-)
$\chi_{rad}$	Fraction radiative	(-)

## Indices

<i>ash</i>	Cendre
0	Grandeur à l'instant initiale
$\infty$	Milieu ambiant
<i>cr</i>	Critique
<i>conv</i>	Grandeur convective
$\lambda$	Grandeur spectrale
$\mu$	La moyenne
$\sigma$	L'écart type
<i>i</i>	Initial
<i>ig</i>	Allumage
<i>char</i>	Résidu carbonneux
<i>f</i>	Final
<i>fl</i>	Durée de flamme
<i>sm</i>	Durée de combustion sans flamme
<i>k</i>	Classe de particule
<i>max</i>	Maximum
<i>moy</i>	Moyenne
<i>t</i>	Total
<i>pyr</i>	Pyrolyse
<i>pic</i>	Grandeur la plus élevée
<i>tot</i>	Grandeur totale
<i>rad</i>	Grandeur radiative
<i>r</i>	Résiduel
<i>s</i>	Sec

## Exposants

A	Analyseur
°	Avant combustion

## Introduction

Durant la saison estivale 2021, nous avons été témoins de nombreux incendies de végétation dans le sud-est de l'Europe et aux Etats-Unis. La sécheresse estivale alliée à une très forte vague de chaleur (les plus hautes températures mesurées depuis 142 ans sur terre) a été la cause d'incendies de grand ampleur. On peut notamment citer l'incendie du Var qui a ravagé plus de 7 000 hectares de forêt, les feux en Grèce qui ont consumé plus de 124 000 hectares ou encore les feux de Californie qui ont déjà brûlé 300 000 hectares et qui ne sont toujours pas maîtrisés par les opérationnels au moment de la fin de rédaction de cette thèse. Ces incendies touchent la faune et la flore mais également les zones habitées entraînant des pertes matérielles comme par exemple en Californie où plus de 1200 habitations ont été détruites mais également des pertes humaines comme en Algérie où au moins 90 personnes sont mortes lors des incendies.

Du fait du changement climatique et de l'expansion des zones rurales, la gravité [1] et la fréquence [2] des incendies de forêt a considérablement augmenté au cours des dernières décennies. Le nombre de structures détruites chaque année est ainsi passé d'environ 900 dans les années 1990 à près de 3000 dans les années 2000 [1]. Cette augmentation des dommages matériels observés est notamment due à l'accroissement de la densité des habitations individuelles en périphérie des grandes villes. Ces zones où l'urbanisation et les espaces naturels se rencontrent, appelées « interfaces forêt/habitat », sont des espaces sensibles où le risque incendie est préoccupant en raison d'une augmentation des sources d'inflammation et de la vulnérabilité des infrastructures. 90 % des départs de feux sont en effet liés à l'activité humaine en Europe méditerranéenne [3]. Ces situations contraignent les moyens opérationnels à privilégier la protection des personnes et des biens au détriment de la lutte contre les incendies. Lors des grands incendies, les actions de lutte sur les parties actives des fronts de flamme en sont ainsi pénalisées, ce qui entraîne une augmentation des surfaces parcourues.

La recherche scientifique sur la sécurité incendie a consacré beaucoup d'efforts pour comprendre la dynamique des incendies confinés (feux de bâtiments). Cependant, la recherche sur les incendies de végétation et sur la manière d'atténuer potentiellement la perte de structures est beaucoup moins développée. Cela est dû au fait que la propagation des incendies de végétation est un phénomène complexe qui dépend de la topographie, des conditions météorologiques, de la végétation et des caractéristiques des habitations [4]. Afin de comprendre comment et pourquoi les bâtiments sont endommagés et détruits lors des incendies de forêt, plusieurs enquêtes ont été réalisées dans le monde à la suite d'incendies historiques de grande échelle [5]. Malgré cela, il reste encore de nombreuses zones d'ombre dans la compréhension du potentiel d'inflammation des structures lors d'incendies dans les interfaces forêt/habitat. Pour diminuer la vulnérabilité des constructions dans ces zones, des aménagements forestiers sont réalisés, visant à limiter la propagation des incendies de forêt et à réduire leurs impacts. La technique la plus utilisée consiste à diminuer la charge de combustible afin d'affaiblir la puissance des incendies à l'approche des constructions et de ralentir leur propagation. En France, cette réduction de combustible est imposée dans les arrêtés de débroussaillage. Cependant, les prescriptions ont été définies à dire d'experts sans fondements scientifiques.

Les enjeux de la recherche sur les feux de végétation consistent donc à fournir une meilleure évaluation du risque incendie en proposant notamment des outils d'aide à la décision sur



l'aménagement du territoire. Pour répondre à cet objectif, des outils informatiques ont ainsi été développés dans le but de prédire la propagation des feux de forêt en se basant sur trois types d'approche [6] : les approches statistiques, semi-empiriques ou physiques. Dans cette dernière catégorie, on retrouve notamment les modèles détaillés qui résolvent les équations des écoulements réactifs et radiatifs. Toutefois, ces modèles sont toujours en cours de validation et nécessitent la réalisation d'expériences en laboratoire et sur le terrain pour confronter leurs prédictions. Bien qu'il existe des travaux expérimentaux, réalisés à différentes échelles et dans de nombreux types de végétation, il manque à l'heure actuelle des données sur la combustion des haies. Ces dernières constituent des vecteurs importants de propagation du feu et entraînent donc un risque direct pour les habitations. Il existe également très peu d'études sur la réaction au feu des éléments de structures susceptibles d'être enflammés par les incendies aux interfaces forêt/habitat.

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre de l'amélioration de la compréhension de la vulnérabilité des constructions, lors des incendies à l'interface milieu naturel/constructions. Il vise d'une part à caractériser les sollicitations thermiques impactant des éléments de construction, dues à la combustion d'une haie par une double approche numérique et expérimentale. D'autre part, une attention particulière a été portée sur l'étude du comportement au feu de dalles de terrasse face à deux sollicitations thermiques typiques des incendies de végétation que sont le rayonnement et les brandons. Trois étapes ont ainsi été définies :

- Dans un premier temps, nous avons étudié la vulnérabilité au feu des dalles de terrasse face à des sources radiatives et aux brandons. Face au rayonnement, deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés : un à l'échelle du matériau et l'autre à l'échelle du produit
- La seconde étape concerne l'étude des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie reconstituée et de leurs impacts sur la dégradation des matériaux de construction. Pour cela, une étude multi-échelle a été réalisée.
- La dernière étape consiste à tester le code de calcul WFDS (Wildland Fire Dynamic Simulator) afin de modéliser la combustion d'une haie à l'échelle du laboratoire.

Ce manuscrit comprend six parties. Le premier chapitre présente un état de l'art sur la problématique des incendies dans les interfaces forêt/habitat. Les mesures de prévention existantes, les connaissances sur les feux de végétation et sur la vulnérabilité des éléments constructifs sont notamment présentées.

La description des combustibles et des différents protocoles expérimentaux utilisés pour notre étude sont présentés dans le deuxième chapitre.

L'étude de la réaction au feu des dalles de terrasse face au rayonnement est décrite dans le troisième chapitre. Pour cela, les résultats obtenus avec des échantillons de dalles sous un cône calorimètre ainsi qu'avec des dalles entières sous un grand calorimètre (LSHR) soumises à un panneau radiant à gaz sont exposés.

Le quatrième chapitre est consacré à la caractérisation de la réaction au feu des dalles de terrasse face aux brandons, réalisés avec des copeaux de bois de différentes tailles et formes.

L'étude multi-échelle des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie est présentée dans le chapitre cinq. A l'échelle du laboratoire, nous avons reconstitué une haie à l'aide d'une espèce très fréquente en méditerranée, le ciste de Montpellier. A l'échelle du terrain, afin de se rapprocher des conditions réelles d'aménagement paysager, la combustion de haies de ciste de 6 m de long sur 1 m de large (en considérant deux hauteurs de 1 et 2 m) a été

analysée. Enfin, nous avons étudié la vulnérabilité des dalles de terrasses et des ouvrants en reproduisant une configuration d'incendie dans une interface forêt/habitat. Pour cela, une haie de 6 m de long sur 1 m de large a été reproduite et des dalles de terrasse en bois ont été positionnées entre la haie et des ouvrants, ces derniers étant situés à 3 m de la haie.

Le dernier chapitre constitue le volet de validation du modèle détaillé de combustion d'une haie à l'échelle du laboratoire. Le code de calcul WFDS a été utilisé afin de modéliser les expériences de combustion des haies de ciste présentées dans le chapitre 5.

Enfin, la conclusion présente un bilan sur le travail expérimental effectué ainsi que sur le modèle numérique développé et propose des recommandations d'aménagement.

# Chapitre 1. Etat de l'art sur la problématique des incendies dans les interfaces forêt/habitat

L'augmentation des "interfaces forêt/habitat", zones où l'urbanisation et les espaces naturels se rencontrent, pose de sérieux problèmes en matière de gestion du territoire et du risque. En effet, lors des incendies de forêt, les constructions situées dans ces zones peuvent subir des dommages matériels considérables. Ce chapitre vise donc à faire un état des lieux sur les mesures de prévention des incendies aux interfaces forêt/habitat et sur les connaissances scientifiques sur les feux de végétation et la vulnérabilité des éléments constructifs. Ce chapitre débute par un examen des principales mesures de prévention des feux de végétation en France et dans le monde. Un état de l'art des recherches sur les feux de végétation est ensuite présenté. Enfin, ce chapitre se termine par une présentation des études sur la vulnérabilité des éléments constructifs.

## 1.1 Mesures de prévention des feux aux interfaces forêt/habitat

### 1.1.1 Comportement au feu des matériaux

La réglementation sur le comportement au feu des matériaux est définie par le code de la construction et de l'habitation. Le comportement au feu en cas d'incendie est apprécié d'après deux critères : la réaction au feu et la résistance au feu.

#### 1.1.1.1 Réaction au feu

La réaction au feu (flammability) des végétaux est définie comme étant la combinaison de quatre critères [7,8] : l'inflammabilité (ignitability), la durabilité de la combustion (sustainability), la combustibilité (combustibility) et le taux de consommation (consummability). Il convient de rappeler que ces 4 critères, définis à partir de travaux de recherche, sont utilisés pour les végétaux qui ne sont pas pris en compte dans la réglementation existante. Concernant, les matériaux de construction, leur réaction au feu repose sur la réglementation et est caractérisée à travers l'inflammabilité, la combustibilité, la production de fumées et de gouttelettes enflammées.

- L'inflammabilité (Ignitability) représente la capacité qu'a un matériau à s'enflammer, c'est-à-dire à produire une flamme. Il existe alors deux types d'inflammation : L'auto-inflammation qui est caractérisée par l'allumage du matériau soumis uniquement à la chaleur. L'inflammation pilotée, où l'allumage du matériau s'effectue grâce à une source d'énergie secondaire (flamme, étincelle...). Pour un même matériau, l'auto-inflammation nécessite des densités de flux thermique supérieures à celles d'une inflammation pilotée. Trois paramètres principaux peuvent être utilisés pour caractériser l'inflammabilité d'un matériau : le temps d'inflammation, la température d'inflammation et la densité de flux critique d'inflammation. Le temps d'inflammation correspond au temps mesuré entre l'exposition du matériau à une source de chaleur et l'inflammation de celui-ci, c'est-à-dire le moment où il prend feu. La température d'inflammation correspond à la température minimale que doit avoir la surface du combustible pour que l'allumage puisse avoir lieu.

Enfin, la densité de flux critique d'inflammation ( $\dot{q}''_{cr}$ ) est définie comme étant la densité de flux minimale capable d'initier l'allumage d'un matériau donné.

- La durabilité de la combustion (sustainability) représente la capacité d'un matériau à auto-entretenir sa combustion. Ce critère est généralement évalué à l'aide du temps de résidence de flamme correspondant à la période pendant laquelle une combustion avec flamme a lieu.
- La combustibilité (combustibility) permet de quantifier l'intensité d'un feu. Elle est souvent évaluée par l'intermédiaire de la vitesse de perte de masse (MLR) ou de la puissance dégagée aussi appelée Heat Release Rate (HRR).
- Le taux de consommation (consumability) évalue la quantité de matériau qui a brûlé. L'indicateur choisi pour ce critère est généralement la perte de masse finale de l'échantillon.

En France, dans le cadre de la protection incendie, les matériaux sont classés en fonction de leur réaction au feu (Arrêté du 21 novembre 2002)[9]. Pour les produits de construction (murs et plafonds, éléments de construction, sols, revêtement des sols...), le classement se fait à l'aide des Euroclasses qui utilisent les résultats de 5 types d'essais normalisés :

- Le four d'incombustibilité (Fig. 1.1a) (NF EN ISO 1182 [10]) : cet essai est destiné à identifier les produits qui ne contribueront pas, ou pas de manière significative, au développement du feu. Il s'agit d'une enceinte cylindrique constituée d'une résistance. L'échantillon, placé dans une éprouvette cylindrique, est soumis en position verticale à une température de 750°C sur une période de 30 à 60 minutes. A la fin de l'essai, on note pour chaque éprouvette sa perte de masse, l'existence éventuelle de flammes persistantes et leur durée ainsi que l'élévation de température du four.
- La bombe calorimétrique (Fig. 1.1b) (NF EN ISO 1716 [11]) : elle permet de déterminer le pouvoir calorifique supérieur (PCS) d'un produit. Pour cela, un échantillon est brûlé dans une atmosphère d'oxygène à l'intérieur de l'enceinte calorimétrique interne (bombe). Le pouvoir calorifique est déterminé par observation de l'élévation de la température dans le vase calorimétrique en tenant compte de la perte calorifique et de la chaleur latente de vaporisation de l'eau.
- L'essai à la petite flamme (Fig. 1.1c) (NF EN ISO 11925-2 [12]) : il est destiné à évaluer l'allumabilité d'un produit exposé à une sollicitation thermique faible et localisée produite par une petite flamme. Les matériaux sont exposés de 15 ou 30 secondes en fonction de la classification européenne souhaitée. A la fin de l'essai, la hauteur de propagation de la flamme est mesurée.
- L'essai SBI (Fig. 1.1d) (Single Burning Item NF EN 13823 [13]) : cet essai permet d'évaluer la contribution potentielle à l'extension du feu d'un produit exposé à une sollicitation thermique provoquée par un objet isolé en feu, placé à proximité du produit à évaluer. Les produits sont placés dans une chambre d'essai de 3 m × 2,4 m de façon à reconstituer le coin d'une pièce contenant le produit à évaluer. L'élément isolé embrasé est modélisé par un brûleur à flamme de propane d'une puissance nominale de 30 kW placé dans le coin de la chambre d'essai.
- L'essai au panneau radiant pour revêtement de sol (Fig. 1.1e) (NF EN ISO 9239-1 [14]) : cet essai évalue le comportement au feu et la propagation du front de flamme des revêtements de sol. Pour cela, les revêtements sont placés horizontalement et exposés à un gradient de flux thermique dans une chambre d'essai. Les critères de classification sont basés sur des mesures de distance d'avancement de la flamme au cours du test. De plus, il

permet de définir un flux critique à l'extinction, correspondant au flux mesuré à la surface du matériau au point où la flamme cesse d'avancer.

A partir des résultats obtenus à l'aide de ces méthodes d'essais normalisées, l'allumabilité et la combustibilité des matériaux ainsi que la production de fumées et la production de gouttelettes enflammées sont déterminées et les matériaux sont classés suivant les 7 classes existantes (Annexe A) :

- A1 et A2 : Pour les produits peu ou pas combustibles
- B : Pour les produits combustibles dont la contribution à un embrasement généralisé est très limitée
- C : Pour les produits dont la contribution à un embrasement généralisé est limitée
- D : Pour les produits dont la contribution à un embrasement généralisé est significative
- E et F : Pour les produits combustibles dont la contribution à l'embrasement généralisé est très importante.

Pour les fumées, on distingue 3 classes : s1 correspondant à une faible production de fumée, s2 à une production moyenne et s3 à une forte production. Enfin, pour les gouttelettes et les débris enflammés, on retrouve également 3 classes : d0 pour les cas où aucun débris n'est observé, d1 lorsque l'inflammation des débris reste inférieure à 10 s, d2 pour les autres cas. Etant donné que les revêtements de sol ne suivent pas les mêmes méthodes d'essai que les autres produits de construction, l'indice fl est ajouté aux classes relatives au degré d'inflammabilité.

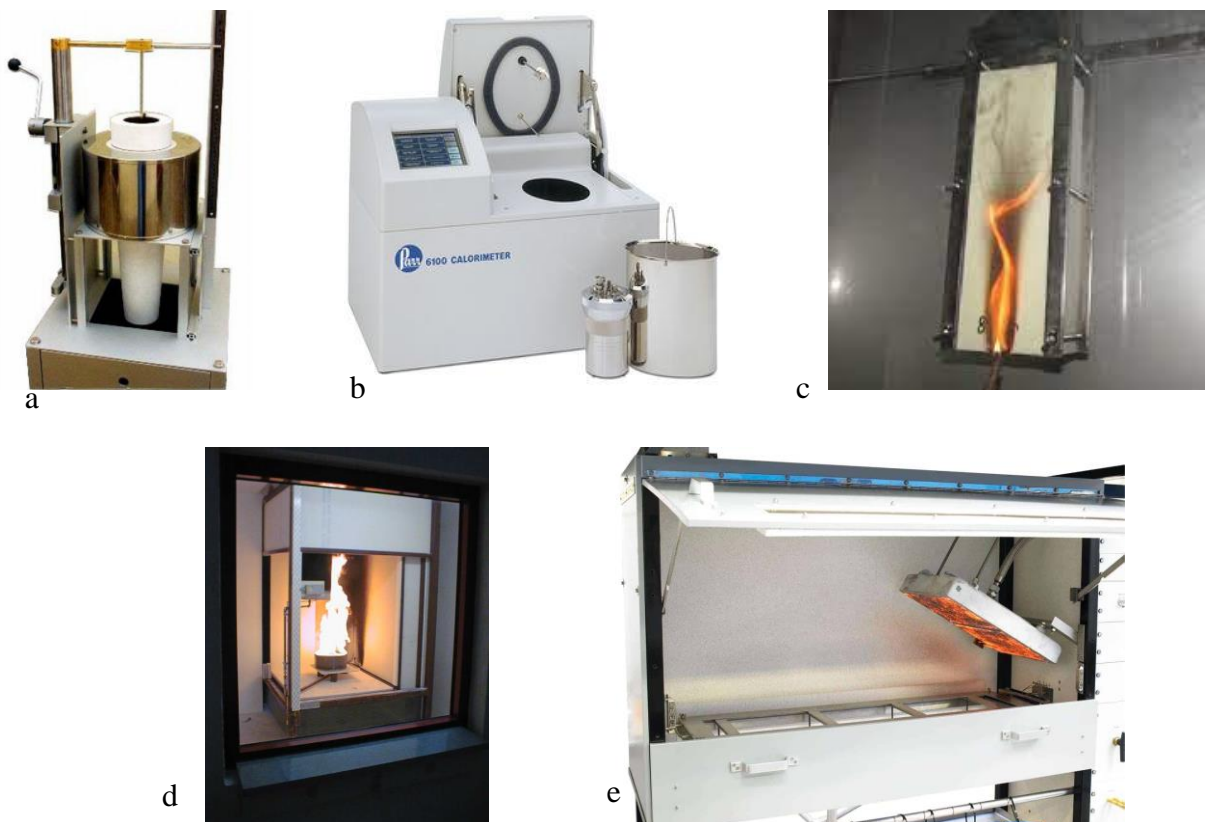


Figure 1. 1 : a) Four d'incombustibilité, b) Bombe calorimètre, c) Essai à la petite flamme, d) Essai SBI et e) Essai au panneau radiant pour revêtement de sol

Les produits d'aménagement sont quant à eux classés suivant le classement français comportant 6 catégories :

- M0 : incombustible
- M1 : non inflammable
- M2 : difficilement inflammable
- M3 : moyennement inflammable
- M4 : facilement inflammable
- M5 : très inflammable.

### 1.1.1.2 Résistance au feu

La résistance au feu correspond à la capacité d'un produit ou d'un élément à conserver ses propriétés en présence d'un incendie, pendant un temps donné. Elle est définie selon 3 caractéristiques essentielles :

- R : la capacité portante ou capacité à supporter l'exposition au feu sans perte de stabilité
- E : l'étanchéité au feu sur le côté exposé sans transmission de flammes ou de gaz chauds pouvant s'enflammer sur la face non exposée.
- I : l'isolation thermique imposant des températures maximales sur le côté non exposé.

Des critères complémentaires sont également appliqués :

- W: le rayonnement. L'élément testé ne laisse pas passer ou n'émet pas de rayonnement supérieur à 15 kW/m<sup>2</sup>.
- M : action mécanique (résistance à un impact)
- C : fermeture automatique (capacité)
- S : passage de fumée
- G : résistance à la combustion de la suie (cheminées)

Les classifications sont exprimées en minutes. Ainsi, un mur REI M 120 est un mur dont la résistance mécanique et aux chocs, l'étanchéité au feu et à la chaleur est de 2h. Une porte E30 est une porte pare-flamme de 30 min.

Les revêtements et les parements de murs et de plafonds, les écrans de cantonnement, les ventilateurs de désenfumage et les exutoires font l'objet de critères spécifiques :

- K : capacité de protection contre l'incendie
- D : durée de stabilité à température constante
- DH : durée de stabilité sous la courbe standard température / temps
- F : fonctionnalité des ventilateurs extracteurs de fumées et de chaleur
- B : fonctionnalité des exutoires de fumées et de chaleur naturels.

Les méthodes d'essai sont définies par les normes EN 1363-1 et EN 1363-2 auxquelles s'ajoutent des normes spécifiques EN 1364 (éléments non porteurs), EN 1365 (éléments porteurs), EN 1366 (installations techniques), EN 1634 (portes, fermetures et fenêtres), EN 13381 (contribution de protections à la résistance au feu). Les méthodes d'essai utilisent des fours industriels. Les principales performances de résistance au feu sont testées à l'aide des méthodes suivantes :

- Capacité portante. Elle est déterminée comme étant le temps en minutes pleines pendant lequel l'amplitude du déplacement et sa vitesse sont inférieures à des valeurs dépendantes des caractéristiques géométriques des éléments testés.
- Etanchéité au feu. L'étanchéité au feu est déterminée comme étant le temps pendant lequel : l'application d'un tampon de coton sur la surface non exposée de l'élément d'essai ne s'allume pas, une ouverture dans l'élément d'essai reste assez étroite pour éviter le passage d'un calibre d'ouverture et qu'aucune flamme n'apparait de manière continue sur la surface non exposée de l'élément d'essai pendant une durée supérieure à 10 secondes.
- Isolation thermique. Elle est définie comme étant le temps en minutes pendant lequel la température de la surface non exposée de l'élément d'essai n'excède pas, en moyenne, la température moyenne initiale de plus de 140 K et pendant lequel elle n'excède pas en un point quelconque la température moyenne initiale de plus de 180 K.
- Rayonnement. Il est défini comme étant le temps en minutes pendant lequel la valeur maximale du rayonnement mesurée à une distance de 1 m de la surface non exposée ne dépasse pas 15 kW/m<sup>2</sup>.

Il convient de noter qu'il n'existe pas, à ce jour, de réglementation visant à caractériser le comportement au feu des végétaux. Les caractérisations existantes reposent donc uniquement sur des résultats de travaux de recherche utilisant les quatre critères de réaction au feu exposés précédemment pour les végétaux [15,16].

### **1.1.2 Normes et directives**

Afin de prévenir les feux au niveau des interfaces forêt/habitat, certains états ont développé des normes ou directives sur ce sujet. Celles-ci traitent généralement de la gestion du combustible autour des constructions et/ou des matériaux de construction et structures à adopter dans les zones sujettes aux incendies de forêt. De par le risque incendie important, c'est en Australie et aux Etats-Unis que les réglementations concernant les incendies aux interfaces forêt/habitat sont les plus élaborées. Dans la suite, nous allons donc nous concentrer sur les dispositions en vigueur dans ces deux pays et en France.

En Australie, les dispositions relatives à la prévention des incendies aux interfaces forêt/habitat sont données par la norme AS 3959-2018 Construction of buildings in bushfire-prone areas publiée par Standards Australia [17]. Ce document référence les différentes normes relatives aux matériaux et à la construction en Australie. Il explique comment le niveau d'attaque (BAL) est déterminé en fonction de la végétation et de la topographie et liste les spécifications constructives en fonction du niveau d'attaque.

Aux Etats-Unis, on trouve un code international appelé « 2021 International Wildland-Urban Interface Code (IWUIC) » rédigé par l'International Code Council [18]. Ce document établit des règlements pour protéger les biens et les personnes contre les feux de forêt et pour empêcher les incendies de structure de se propager aux combustibles de forêt. Il réglemente également l'espace défendable et fournit des exigences de construction pour rendre les bâtiments résistants au feu. Ce code donne aussi des normes pour l'accès d'urgence et l'approvisionnement en eau. Il existe également quatre normes élaborées par la National Fire Protection Association (NFPA). La norme NFPA 1141 [19] donne les exigences pour le développement d'infrastructures de protection contre les incendies (urbain et de forêt) et de services d'urgence. La norme NFPA 1142 [20] définit l'approvisionnement en eau minimum nécessaire à des fins de lutte contre les incendies. La norme NFPA 1143 [21] spécifie les politiques de protection contre les feux de végétation (détermination du risque, élaboration des plans d'intervention, pratique de gestion...). Enfin, la norme NFPA 1144 [22] fournit une méthodologie pour évaluer les risques d'incendie de forêt autour des structures existantes et donne des exigences pour les nouvelles constructions afin de réduire la vulnérabilité des constructions face aux incendies de forêt.

A ces 4 normes, s'ajoutent également différentes lignes directrices et guides. Parmi ces documents, on peut citer la directive « Implementation Guidelines for Executive Order 13728 WUI Federal Risk Management » [23] qui donne les normes minimales acceptables pour les bâtiments appartenant au gouvernement fédéral ou loués par des agences fédérales dans les interfaces forêt/habitat ou encore le Firewise toolkit [24] qui est un document des conseils d'aménagement à destination du grand public.

Aux normes nationales, s'ajoutent également aux Etats-Unis, les normes régionales. A ce titre, la Californie étant particulièrement sujette aux incendies [25], a dédié un chapitre aux exigences pour les zones d'incendie aux interfaces forêt/habitat dans le California Fire Code. Ce document traite de la gestion de la végétation comme élément clé dans la gestion du risque. Il identifie spécifiquement la réduction des risques liés aux combustibles situés à proximité des structures en utilisant la notion d'espace défendable, défini comme étant une zone tampon entre un bâtiment et tout combustible forestier qui l'entoure. Cet espace est composé de 3 zones (Fig. 1.2) [26] :

- Zone 1 entre 0 et 1,5 m autour de l'habitation : dans cette zone, tous les matériaux combustibles (végétation, bois de chauffage, meubles et aménagements extérieurs) doivent être éliminés.
- Zone 2 entre 1,5 et 9 m autour de l'habitation : les combustibles forestiers doivent être suffisamment espacés entre eux et avec les autres matériaux combustibles pour limiter la propagation d'un feu. Il est ainsi préconisé d'utiliser des éléments d'aménagement paysager incombustible, de planter de la végétation résistante au feu... etc.
- Zone 3 : de 9 à 30,5 m autour de l'habitation : dans cette zone, il est demandé de réduire la charge combustible (coupe, élagage) afin de ralentir l'intensité des feux.



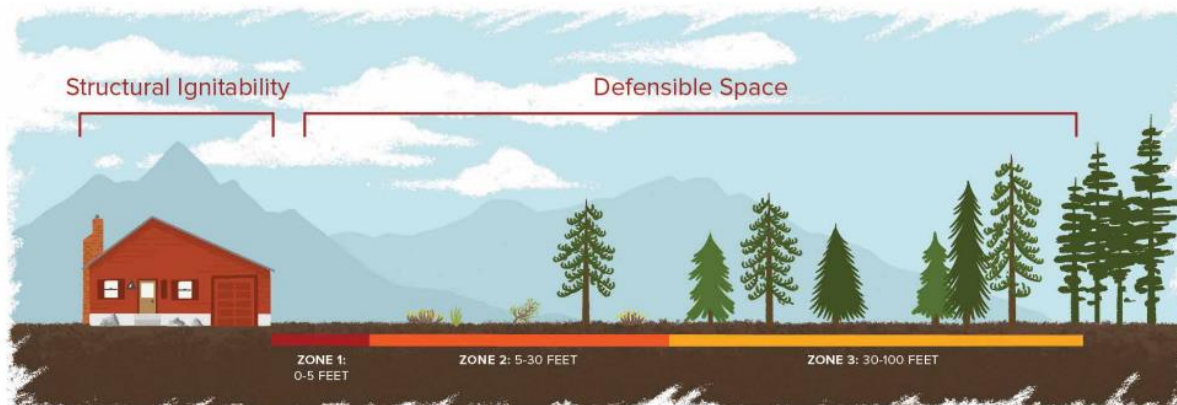


Figure 1. 2 : Notion de Home Ignition Zone [27]

En Europe, il n'existe pas de directives communes sur la gestion des feux aux interfaces forêt/habitat. Toutefois, le Règlement (CEE) n° 2158/92 du Conseil européen, du 23 juillet 1992, relatif à la protection des forêts dans l'Union européenne contre les incendies met en place un système visant à réduire le nombre d'incendies et limiter leur propagation [28]. Les Etats doivent ainsi classer leur territoire en fonction des risques d'incendies de forêts. Pour les zones à haut et moyen risque, des plans de protection contre les incendies de forêts, dont le contenu est spécifié, doivent être élaborés. Un système uniforme d'information sur les incendies de forêts (indiquant notamment les lieux, durées, causes, conséquences, etc.) doit également être mis en place par les Etats membres.

Au niveau national, la politique de prévention des incendies de forêts est spécifiée dans le code de l'environnement et le code forestier. Le code de l'environnement donne la possibilité au Préfet de prescrire l'élaboration de Plans de Prévention des Risques d'Incendies de Forêt (PPRIF). Les PPRIF visent à éviter dans les zones d'interface forêt/habitat des implantations qui peuvent être à l'origine de départs de feu et qui peuvent être difficiles à protéger en cas d'incendie. Ils répondent aux objectifs de non aggravation de l'exposition et de réduction de la vulnérabilité des personnes et des biens en :

- Délimitant des zones d'exposition aux risques à l'intérieur desquelles des constructions ou des aménagements sont interdits ;
- Définissant des mesures de prévention, de protection et de sauvegarde des constructions et aménagements existants.

Les nouvelles constructions sont ainsi interdites dans les zones d'aléa fort et très fort. Dans les zones d'aléa moyen et faible, les constructions défendables doivent satisfaire à des dispositions définies dans le PPRIF communal ou du massif. La note technique du 29 juillet 2015 relative à la prise en compte du risque incendie de forêt dans les documents de prévention et d'aménagement du territoire [29] donne par exemple les mesures constructives suivantes :

- Les parois verticales extérieures doivent avoir une performance en résistance au feu E30 et un classement en réaction au feu C-s3,d0.
- Les ouvertures doivent posséder des dispositifs d'occultation E30.

- Pour les systèmes de toiture comportant une couche combustible (non A1), il est recommandé de prescrire la mise en place d'un écran incombustible protecteur 1/2h, de préférence devant les éléments assurant le rôle porteur, qui présentera un classement en réaction au feu M0 ou A2-s1,d0.
- Les parties débordantes des toitures ne doivent pas présenter d'espace partiellement libre qui expose au flux thermique des éléments de toiture combustible (chevrons...)
- Les dispositifs d'aération doivent être munis d'un grillage fin métallique, voire d'une grille intumescence à petites mailles ( $\leq 5$  mm) pour éviter la pénétration des brandons à l'intérieur de l'habitation.
- Les cheminées à foyer ouvert doivent être munies d'un clapet pour éviter la pénétration des brandons à l'intérieur de l'habitation.
- Les gouttières et descentes d'eau doivent avoir un niveau de réaction au feu M1 minimum et il est prescrit d'éliminer les végétaux (feuillages et aiguilles) à l'intérieur de ces ouvrages.

Le Code Forestier donne, quant à lui, des dispositions en matière de Défense de la Forêt Contre les Incendies (D.F.C.I.). Il donne la possibilité au Préfet de réglementer l'emploi du feu et l'accès des personnes et des véhicules aux forêts. En outre, le Code forestier prévoit l'élaboration des Plans de Protection des Forêts les Contre les Incendies (P.P.F.C.I.). Il s'agit de plans obligatoires dans les départements reconnus très sensibles aux incendies de forêt.

Enfin, les Obligations Légales de Débroussaillage (OLD) sont également issues du Code Forestier. On entend par débroussaillage l'ensemble des opérations de réduction des combustibles végétaux de toute nature, dans le but de diminuer l'intensité du feu et sa propagation. Le Code Forestier stipule que le représentant de l'Etat dans le département arrête les modalités de mise en œuvre du débroussaillage selon la nature des risques. Des arrêtés préfectoraux départementaux vont donc détailler les mesures à mettre en œuvre autour des constructions et le long des infrastructures (routes, autoroutes, voies ferrées, lignes électriques). Le débroussaillage et le maintien de l'état débroussaillé sont ainsi obligatoires sur les 50 m autour des constructions (pouvant aller jusqu'à 200 m sur arrêté du maire) et sur une profondeur de 10 m de part et d'autres des voies. En ce qui concerne la végétation, l'ensemble des arrêtés de débroussaillage français interdisent la présence de végétation dans les 3 premiers mètres autour de la construction.

En Corse [30,31], une partie des arrêtés de débroussaillage est dédiée aux cas des haies. Les haies peuvent être conservées sous réserve des dispositions suivantes. Dans le cas d'une haie constituée de végétaux d'une hauteur inférieure ou égale à 2 m, l'épaisseur de la haie ne peut excéder 1 m. Si la haie possède une hauteur supérieure à 2 m, son épaisseur doit rester inférieure à 2 m. Par ailleurs, dans les deux cas, la distance entre la haie et une ouverture ou un élément de charpente apparente d'une construction doit être égale à 3 fois la hauteur de la haie tout en ne pouvant pas être inférieure à 3 m (Fig. 1.3).

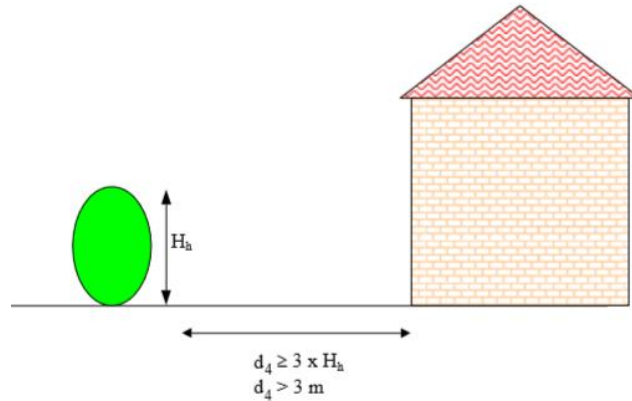


Figure 1. 3: Schéma explicatifs issus de l'arrête de débroussaillage du département de la Haute Corse concernant la conservation des haies

## 1.2 La recherche sur les incendies de végétation

### 1.2.1 Approches de modélisation et simulation des incendies de végétation

#### 1.2.1.1 Description des différentes approches existantes

Les premiers travaux en modélisation des incendies de forêt ont vu le jour au milieu du vingtième siècle. Plusieurs revues scientifiques ont fourni un état de l'art de la modélisation des feux de forêt dont celle de Sullivan [32–34]. Parmi les différents types de modèles, on trouve les modèles statistiques, semi-empirique et physiques.

Les modèles statistiques correspondent à la description de la propagation du feu pour un combustible donné dans une configuration donnée sur la base de résultats expérimentaux. Ils donnent une très bonne description des feux se déroulant dans des conditions similaires. Mais ils sont à utiliser avec précaution en dehors de ces conditions car ils peuvent donner des résultats complètement erronés. Parmi les modèles les plus connus, on trouve par exemple le modèle de McArthur [35] qui prédit la propagation d'un feu dans une prairie d'herbe sèche. Cependant, son application à d'autres combustibles (strates arbustives) ou à d'autres conditions (herbes vertes) donne de moins bons résultats.

Les modèles empiriques traduisent quant à eux la propagation du feu à l'aide d'un bilan thermique. Toutefois, ces modèles ne différencient pas les différents modes de transferts thermiques. Ces modèles sont généralement utilisés pour estimer la propagation des incendies de végétation à grande échelle. Ils fournissent des données sur la vitesse de propagation, la position du front de flamme et les paramètres géométriques des flammes à partir des données topologiques du terrain, de la vitesse du vent et de certaines caractéristiques du combustible (charge, hauteur, teneur en eau, masse volumique apparente etc.). Parmi les modèles empiriques, on trouve par exemple le modèle proposé par Rothermel [36] qui est le cœur mathématique de BEHAVE [37] et du simulateur FlamMAP [38].

La dernière catégorie correspond aux modèles physiques qui comprennent deux sous-ensembles. Les premiers permettent de décrire les caractéristiques d'un incendie (vitesse de propagation, puissance du feu, ...) à l'aide d'une équation d'énergie distinguant les différents transferts thermiques. Le modèle de Balbi [39] qui est le cœur du simulateur Forefire [40] fait parti de ces modèles. On distingue également les modèles détaillés qui décrivent les mécanismes fins de la propagation en résolvant distinctement les équations de conservation pour la phase gazeuse (masse volumique, espèces, vitesse de l'écoulement, température, ...), pour la phase solide ainsi que l'équation de transfert radiatif [41]. Les outils de simulation des modèles détaillés les plus connus sont : WFDS [42] (utilisé dans cette thèse), FireStar (2D ou 3D) [43,44] et FIRETEC [45]. Les modèles physiques détaillés sont particulièrement adaptés à l'étude de la problématique des incendies de végétation aux interfaces forêt/habitat. Ils permettent en effet de prendre en compte les différents végétaux ou les combustibles structurels tels que les matériaux des habitations. Ils permettent également de calculer les échanges radiatifs et convectifs, ce qui est essentiel pour évaluer la vulnérabilité des constructions. La modélisation de la projection des brandons n'est toutefois pas encore pleinement intégrée dans les modèles ci-dessus.

### **1.2.1.2 Travaux numériques utilisant WFDS**

Le code de calcul WFDS (Wildland-urban interface Fire Dynamics Simulator) a été développé pour modéliser la dynamique des incendies de végétation. Ce modèle physique est basé sur FDS [46] (Fire Dynamics Simulator), développé par le NIST (National Institute of Standards and Technology) pour prédire les incendies en milieu confiné. Dans WFDS, la dynamique des fluides (CFD pour computational fluid dynamics en anglais) est utilisée pour résoudre en 3-D les équations régissant le mouvement des gaz, la combustion et les transferts thermiques. Le modèle est basé sur l'approche de simulation des grands échelles (LES pour Large-Eddy Simulation en anglais).

Deux approches sont utilisées pour représenter les combustibles forestiers : « the boundary fuel models » et « the fuel element model ». La méthode « boundary fuel model » permet de modéliser que des combustibles de surface et a été conçue pour fonctionner comme une condition limite avec la phase gazeuse où la résolution des grilles n'est pas limitée par les grandeurs caractéristiques associées à la végétation. La méthode « fuel element » est adaptée aux feux de surface mais également aux feux dans des combustibles plus complexes (étagées). Pour les deux approches, le combustible est composé de particules solides fixes, thermiquement minces et optiquement grises. Les propriétés thermiques, radiatives et les forces de traînée sont déterminées à partir de la masse volumique apparente de la végétation et du rapport surface/volume du combustible. Le modèle de dégradation thermique utilisé dans WFDS est basé sur des lois d'Arrhenius pour la dessiccation, la gazéification et l'oxydation des résidus carbonneux [47]. La puissance prédite au cours du temps est la somme de la puissance due à la flamme (phase gazeuse) et de la puissance due à l'oxydation des résidus carbonneux (phase solide). Une description plus détaillée du modèle WFDS est disponible dans les travaux de Mell et coll. [48].

Au cours de ces dernières années, de nombreuses études ont été réalisées avec WFDS, à l'échelle du laboratoire [48–55] et du terrain [56–61]. Ainsi, les travaux de Mell et coll. [48] et Tramoni et coll. [15] se sont plus particulièrement intéressés à modéliser la propagation d'un feu dans un arbre ou un arbuste. Mell et coll. [48] ont testé la capacité de WFDS à reproduire

la combustion d'un sapin Douglas. Les grandeurs prédites (MLR et flux radiatifs) étaient proches de celles mesurées expérimentalement. Toutefois, cette étude a mis en évidence la nécessité d'améliorer la modélisation de la combustion des résidus charbonneux.

Dans la continuité de ces travaux, la thèse de J.B. Tramoni [15] a permis d'implanter un modèle de dégradation de type Arrhénius pour l'oxydation des résidus charbonneux. Le modèle couplé a ensuite été testé et validé en confrontant les prédictions issues des simulations et les résultats expérimentaux pour des propagations sur des litières d'aiguilles de pin, à plat et en pente. J.B. Tramoni [15] a également mené une série de tests sur des arbustes de ciste pour étudier leur réaction au feu. La distribution des différentes classes de particules qui composent les arbustes a été déterminée. Des buissons entiers (cistes d'environ 1,2 m de hauteur, 0,8 m de diamètre et pesant 2 kg) ont été brûlés à l'aide de panneaux radiants sous un calorimètre à grande échelle (LSHR) et les grandeurs suivantes ont été mesurées : temps d'allumage, temps de résidence de flamme, puissance dégagée HRR, vitesse de perte de masse MLR, taux de consommation de masse. Ces expériences ont servi de base pour tester la capacité de WFDS à prédire la propagation du feu dans une structure végétale complexe. La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux a démontré une bonne capacité de WFDS à reproduire la combustion d'un ciste, à savoir le pic de HRR, le temps de résidence de flamme et le taux de consommation de masse. Toutefois, cette étude a mis en évidence la nécessité d'améliorer certains sous modèles notamment pour les phase d'allumage et d'extinction. Il faut également noter que la méthode utilisée pour allumer les cistes (panneaux radiants) est assez éloignée des conditions réelles d'allumage que l'on peut rencontrer lors d'incendies : arrivée d'un feu de surface sous les arbustes, allumage par contact avec d'autres plantes, allumage par brandons...

Par conséquent, il nous a semblé important d'approfondir ces travaux en étudiant un mode d'allumage plus proche de la réalité, qui sera décrit dans le chapitre 2.

## **1.2.2 Caractérisation expérimentale des sollicitations thermiques dues aux feux de végétation**

### **1.2.2.1 Etude du front de feu et de ses impacts**

Les travaux expérimentaux sur la combustion des végétaux peuvent être classés en deux groupes : les études menées à l'échelle du laboratoire et les celles développées à l'échelle du terrain. Les études réalisées en laboratoire portent aussi bien sur des combustions statiques que sur des feux en propagation. Plusieurs configurations peuvent être étudiées en faisant varier certains paramètres environnementaux, tels que le vent ou la pente. Ces études permettent de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu lors des incendies car les conditions sont contrôlées. Par contre, les grandeurs obtenues sont à prendre avec précaution car elles sont généralement fortement tributaires du protocole utilisé. Les expériences effectuées à l'échelle du terrain sont plus proches de l'aléa incendie de végétation. Toutefois, leur mise en œuvre est plus difficile, plus coûteuse et peu répétable. Par ailleurs, certaines grandeurs comme la puissance dégagée ne sont pas directement accessibles à cette échelle. Dans la suite, nous allons présenter les principaux résultats obtenus aux différentes échelles d'étude, en commençant par l'échelle du laboratoire.

## Etudes à l'échelle du laboratoire

A l'échelle du laboratoire, nous retrouvons généralement deux types d'expérimentations : la propagation de feux dans des litières (Fig. 1.4a), souvent étudiée à l'aide de table de combustion et dans une moindre mesure la combustion de plantes à l'échelle de l'individu (Fig. 1.4b). De nombreuses études ont porté sur la propagation de feux de litières d'aiguilles, de feuilles ou encore de frisure de bois. En effet, située au pied de la plante, la litière est composée des feuilles mortes et autres débris végétaux tombés fortement inflammable. L'étude de ce combustible de surface est donc cruciale dans la compréhension de la propagation des feux et de la transmission du feu depuis la surface à la végétation supérieure. Le tableau 1.1 présente une synthèse (non exhaustive) des expérimentations réalisées. Ces études ont permis de mettre en évidence que plusieurs facteurs influencent de manière significative la propagation des feux tels que la pente, la vitesse et la direction du vent ou encore la teneur en eau et les propriétés du combustible.

L'un des facteurs les plus prépondérants est la pente [49], principalement en raison de sa forte influence sur l'écoulement induit par le feu qui intensifie les transferts thermiques dans le sens de la pente et affecte donc la vitesse de propagation du front de feu. En pente, un front de flamme ascendant prendra en effet une forme en V et s'inclinera vers l'avant ce qui favorisera les transferts thermiques en direction du combustible imbrûlé [62].

Le vent est également un des facteurs jouant un rôle dans la dynamique du feu. Il va favoriser la combustion par l'apport d'oxygène, et ainsi, accroître la puissance des incendies. De plus, si le vent est dans le même sens que la propagation, les flammes seront penchées en direction de la végétation imbrûlée, ce qui augmentera également les transferts thermiques radiatifs et convectifs. Par conséquent, la dégradation de la végétation sera plus rapide et la propagation du feu en sera accélérée. Roethermel et Anderson [63] ont par exemple mis en évidence une augmentation de la vitesse de propagation et de la profondeur de flamme avec l'augmentation de la vitesse du vent. Beer [35] montre que la vitesse du front de flamme peut augmenter de 50 % ou plus pour des vitesses de vent compris entre 2 m/s et 6 m/s et qu'il existe une vitesse de propagation limite. Les différentes propriétés géométriques et physico-chimiques de la végétation s'avèrent également importantes lors de la propagation d'un feu. Par exemple, le rapport surface/volume caractérisant la surface de contact des particules du combustible avec l'air ambiant influe notablement la vitesse de propagation des feux. Morandini et coll. [64] ont également montré que la charge de combustible influence le HRR, le MLR, la vitesse de propagation et les flux de chaleur (radiatif et convectif).

D'autre part, l'inflammabilité de la végétation est liée fortement à sa teneur en eau. En effet, une teneur en eau élevée augmente le temps d'allumage dû à l'augmentation de la capacité calorifique du matériau [65] et à la chaleur latente de vaporisation. La teneur en eau influe également sur la vitesse de propagation. En effet, la vitesse diminue à mesure que la teneur en eau du combustible augmente [63].



Figure 1. 4 : a) Feux se propageant dans une litière d'aiguille de pin [66] et b) Feux se propageant dans un arbuste de ciste [15]

Parmi les principales caractéristiques qui favorisent la propagation des incendies vers les habitations, les plantes ornementales, qu'elles soient sous forme d'arbres, d'arbustes ou de haies, constituent d'importants vecteurs de propagation [67]. Plusieurs études expérimentales ont été menées sur la combustion d'arbre [48,68–78]. Les premiers travaux se sont principalement concentrés sur l'étude de la combustion de sapins de Noël à l'intérieur d'une habitation.

Ahonen et coll. [72] et Damant et Nurbakhsh [70] ont étudié l'influence du conditionnement de l'arbre (fraichement coupé ou sec) sur la puissance dégagée lors de leur combustion. Les HRR mesurés étaient compris 11 kW pour les arbres fraîchement coupés et 1 667 kW pour les arbres secs. En plus des différents types de conditionnements, White et coll. [77] ont étudié l'influence du type d'allumage sur le comportement au feu de sapins de Noël. 4 types d'allumage (fil chaud, arc électrique, briquet et allumette) ont été choisis pour reproduire des allumages accidentels que l'on peut retrouver dans une habitation. Néanmoins, aucune combustion soutenue n'a été observée quels que soient l'allumage et la méthode de conditionnement utilisés en raison de la teneur en eau des arbres qui était trop importante (entre 55,2 et 137,3%). Par la suite, Babrauskas et coll. [68] ont étudié l'effet de la teneur en eau sur la combustion de sapin Douglas de 2 m de haut sous un LSHR. Il a été mis en évidence une diminution du pic de HRR [69] et de la chaleur effective de combustion [68] avec l'augmentation de la teneur en eau des végétaux. En plus de la teneur en eau, Mell et coll. [48], Evans et coll. [73] et Baker [76] ont étudié la combustion de différentes tailles d'individus. Madrzykowski [74] a quant à lui examiné l'influence de la position de l'arbre (horizontale ou verticale) et de l'utilisation de sprinklers sur le HRR d'un arbre sec. Il a été mis en évidence que changer l'orientation de l'arbre de la verticale à l'horizontale a ralenti la vitesse de propagation de la flamme et réduit le pic de HRR maximal de plus de 50 %. De plus, le sprinkler a limité le HRR à moins de 1,8 MW alors que sans sprinkler, un HRR maximal de plus de 6 MW avait été atteint 70 secondes après l'allumage. Plus récemment, Zhou et coll. [75] ont étudié la combustion de genévriers isolés ou groupés (3 genévriers espacés de 0,7 à 1,75 m). Il a été mis en évidence le fait que l'espacement entre les arbres a un effet significatif sur la distribution de la température du panache d'incendie et la densité de flux de chaleur radiative. En effet, avec un espacement de 0,70 m, la densité de flux radiative mesurée à 1 m des arbres a atteint 27 kW/m<sup>2</sup> contre environ 15 kW/m<sup>2</sup> avec un espacement de 1,75 m.

Les études expérimentales sur les arbustes sont moins nombreuses [15,16,79–81]. Tramonì [15] et Leonelli [16] ont étudié la combustion d'un arbuste de ciste sous un LSHR. Il a notamment été mis en évidence que seules les feuilles et les brindilles de diamètre compris entre 0 et 2 mm participent activement à la combustion [16]. Plusieurs types de réaction au feu ont également été observés : des réactions au feu faibles et moyennes dues à un allumage défavorable située

dans la partie supérieure du houppier (faible quantité de combustible présente au-dessus de la zone d'allumage) et des réactions importantes obtenues avec un allumage favorable situé dans la partie inférieure du houppier (quantité notable de combustible présente au-dessus de la zone d'allumage) [15]. Madrigal et coll. [81] ont quant à eux étudié la combustion d'ajoncs de 1 et 5 ans en soufflerie. Ils ont notamment montré que la combustibilité des ajoncs dépendait plus de la fraction de combustibles morts que des caractéristiques des parties vivantes de la plante.

A notre connaissance, seulement trois études ont examiné la transition d'un feu de surface (litières) aux plantes [55,79,80]. Dans l'étude réalisée par Li et coll. [79], les arbustes ont été placés verticalement dans un cadre en fer afin de se rapprocher de condition réelle d'implantation. Deux positions d'allumage ont été analysés : un allumage ponctuel centré sous l'arbuste et un feu de surface (utilisant une litière de frisure de bois) se propageant horizontalement et enflammant l'arbuste du côté au vent. Il a été mis en évidence que la vitesse de propagation dans l'arbuste augmentait avec la charge de combustible et avec la diminution de la teneur en eau. Ils ont également souligné le fait que la position d'allumage influence la combustion des végétaux notamment la vitesse de propagation et le temps d'atteinte du pic de vitesse de perte de masse (MLR). Tachajapong et coll. [80] ont disposé des branches d'arbuste en tas dans un treillis en fil de fer placés au-dessus d'une litière de frisure de bois. L'allumage a été réalisé au niveau de la frisure. Il a notamment été mis en évidence que l'augmentation de la vitesse du vent favorisait la fréquence d'allumage des branches d'arbuste en raison d'une augmentation de la vitesse de propagation et de l'intensité du feu. Cependant, les auteurs soulignent que ces résultats sont contradictoires avec ceux observés en milieu ouvert. Terrei et coll. [55] ont étudié l'inflammabilité de 4 espèces d'arbuste. Pour cela, une branche de chaque espèce a été disposée au dessus d'une litière de frisure de bois. L'allumage a également été réalisé au niveau de la frisure. Un classement des arbustes selon leur inflammabilité a pu être réalisé.

Parmi ces études, très peu concernent les interfaces forêt/habitat (identifié en gras dans le tableau 1.1). De plus, comme énoncé précédemment, celles concernant les plantes ornementales utilisent des méthodes d'allumage assez éloignées des conditions réelles d'allumage. La seule qui examine un mode d'allumage proche de la réalité est celle de Terrei et coll. [55]. Cependant dans leur étude, une seule branche a été analysée. Par conséquent, il nous a semblé important d'approfondir ces travaux en étudiant plusieurs branches dans le but de reproduire une haie, qui sera décrit dans le chapitre 2.

### **Etudes à l'échelle du terrain**

Les études de feu à l'échelle du terrain se sont renforcées à partir des années 1960 (Tableau 1.2). Pour cela, les scientifiques ont instrumenté des brûlages dirigés [82–100] ou des feux se propageant dans des combustibles coupés ou des lits combustibles [82,101,102]. La végétation dans laquelle se propagent les incendies varie également de manière significative d'une étude à l'autre : arbres (pin, chêne, eucalyptus), arbustes (arbousier, genêt, bruyère, armoise, asphodèle, ciste...), couche herbacée (Fig. 1.5) (herbe, récolte de blé), litière végétale (aiguilles de pin, feuilles) ou frisure de bois. Il existe également une grande variabilité dans les conditions expérimentales (pente et vent).

Les quantités mesurées lors des expériences d'incendie à l'échelle du terrain varient également de manière significative. Dans les premiers travaux [83–85], seules les caractéristiques du front de feu (vitesse de propagation, géométrie du front de feu, durée de flamme...) ou les températures sont fournies. A partir des années 1959, les intensités des feux généralement calculées avec l'équation de Byram [103] sont également données [86–89,97,100–102,104–



108]. Comme cette quantité dépend de la végétation, de sa charge en combustible et de la vitesse de propagation du feu, des valeurs allant de 207,5 à 93 476 kW/m sont trouvées dans la littérature. A partir de 2004, des mesures de flux thermique commencent à apparaître utilisant différentes techniques : fluxmètre, radiomètre ou encore caméra infrarouge [82,86,88-91,92,94-96,98,99,102,109-111]. On trouve ainsi dans les différents travaux des pics de flux radiatifs compris entre 1,5 à 300 kW/m<sup>2</sup>. Ainsi, les valeurs des flux peuvent être multipliées par plus de 200 d'une étude à l'autre en raison notamment des différentes conditions expérimentales (zone de brûlage, position des capteurs, type de végétation, charge de combustible...).

Dans le cadre des feux aux interfaces forêt/habitat, il est important de quantifier les sollicitations thermiques provenant des feux de végétation. Mais il est aussi intéressant de connaître l'impact de ces incendies sur les structures. Malheureusement, il existe peu d'études expérimentales à l'échelle du terrain sur ce dernier point. A notre connaissance, on trouve principalement les études réalisées par l'International Crown Fire Modelling Experiment [107,112]. La plus significative est l'étude de Cohen et coll. effectuée en 2004 [109]. Ces travaux ont étudié l'inflammation d'un mur en bois par un feu de cime se propageant dans une forêt de pin gris et d'épinette noire. Le mur en bois de 1,2 m × 1,2 m avec un toit a été placé à 10, 20 et 30 m de l'extrémité de la zone de brûlage. Des capteurs de flux thermiques et des thermocouples ont été disposés sur le dispositif pour évaluer l'impact du feu. Lors de ces expériences, Cohen et coll. ont observé l'allumage des murs. Toutefois, ceux-ci se sont éteints en même temps que le feu de cime. Ils ont également mis en évidence que certains facteurs permettent de diminuer le rayonnement reçu sur une structure tels que la présence des arbres ou encore l'intermittence du front de flamme. Face au peu de données, il semble nécessaire de réaliser de nouvelles expériences à l'échelle du terrain permettant de caractériser les sollicitations thermiques dues à la combustion de végétaux tout en évaluant l'impact de ces feux sur des structures.

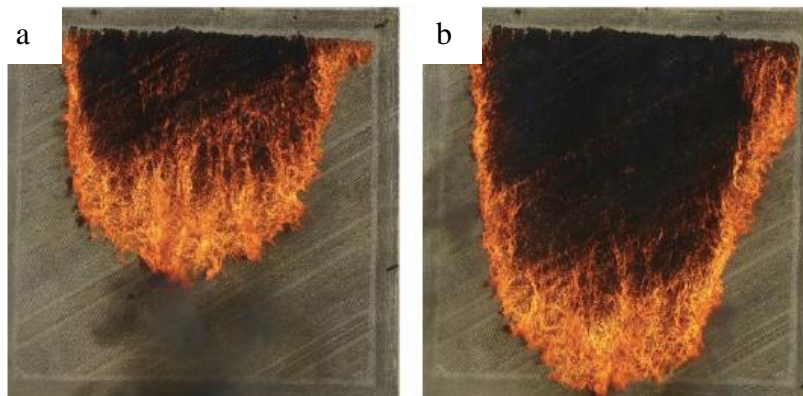


Figure 1. 5 : Vue aérienne verticale d'une propagation dans un champ de blé récolté (50 × 50 m<sup>2</sup>) a) Front de flamme 29 s après le début de l'allumage et b) Front de flamme atteignant la fin de la parcelle expérimentale 37 s après le début de l'allumage [100]

L'inflammation des structures dans les interfaces est également causée par les brandons. Des expériences à l'échelle du terrain ont également été réalisées afin de caractériser la génération de brandons [113-115] (tableau 1.2). Pour cela, les brandons sont généralement collectés à l'aide de barquette. Cependant, les études sont récentes et peu nombreuses. Par conséquent, il nous a semblé important d'approfondir ces travaux en caractérisant les brandons issus de la combustion de haie de ciste qui sera décrite dans le chapitre 2.

Tableau 1. 1 : Synthèse des expériences réalisées à l'échelle du laboratoire concernant la dynamique de combustion des végétaux (en gras les travaux relatifs aux interfaces forêt/habitat)

Auteurs	Végétation étudié	Type d'essai	Objectif de l'étude
Van Wagner (1963) [78]	Pin sylvestre ( <i>Pinus sylvestris</i> L.), sapin baumier ( <i>Abies balsamea</i> (L.) Mill) et épinette blanche ( <i>Picea glauca</i> (Moench) Voss) .	Hotte. Allumage avec allumette	Evaluation de la vitesse de séchage des conifères en intérieur et de l'effet de la teneur en eau sur leur inflammabilité.
Rothermel et Anderson (1966) [63]	Litière d'aiguilles de pin (0,3 m × 2,4 m)	Soufflerie. Allumage avec alcool	Etude de l'impact de l'humidité et du vent sur la vitesse de propagation
Ahonen et coll. (1984) [72]	Sapin de Noël (épicéa) de 6,5, 7 et 7,4 kg	Chambre de combustion (3,6 × 2,4 × 2,4 m <sup>3</sup> ) Allumage avec un plateau composé d'isopropanol situé sous les branches les plus basses	Obtention de données sur des sources typiques d'inflammation dans les maisons
Damant et Nurbakhsh (1994)[70]	Sapin Douglas et épinette noble de 1,6 × 1,2 m <sup>2</sup> à 2,1 × 2,2 m <sup>2</sup>	Chambre de combustion (3,66 × 3,95 × 2,44 m <sup>3</sup> )	Démontrer quantitativement le risque d'incendie potentiel des sapins de Noël en mesurant le taux de dégagement de chaleur et la température ambiante pendant la combustion.
Dupuy (1995) [116]	Litière de <i>Pinus pinaster</i> et <i>Pinus halepensis</i>	Table de combustion avec une pente comprise entre – 30 et 30° (pas de 10 °). Allumage avec alcool	Examen de l'effet de la pente sur le comportement au feu pour différentes charges de combustible
<b>White et coll. (1997) [77]</b>	<b>Epinette bleue, pin de Norvège, pin sylvestre, sapin baumier et épinette blanche</b>	<b>Chambre de combustion, 4 types d'allumage (fil chaud, arc électrique, briquet et allumette)</b>	<b>Etude de l'inflammabilité des plantes ornementales à utiliser à proximité des habitations à l'interface forêt-urbain</b>

Stroup et coll. (1999) [71]	Sapins de Noël en pin sylvestre de 2,3 à 3,1 m de haut	NIST Large Fire Laboratory (hotte de 4 × 5 m <sup>2</sup> )	Caractérisation de l'allumage de sapins de Noël
Babrauskas et coll. (2001) [68]	Sapin Douglas	48 sapins Douglas ont reçu différents traitements ignifuges pendant 10 jours	Etude de l'influence de l'utilisation d'un produit ignifuge sur la teneur en eau.
<b>Evans et coll.(2004) [73] et Baker (2011) [76]</b>	<b>Sapin Douglas de 1,3 à 3,33 m</b>	<b>NIST Large Fire Laboratory (hotte de 9 × 12 m<sup>2</sup>). Allumage avec un panneau radiant</b>	<b>Définition d'un modèle mathématique simple basé sur la physique pour estimer les distances de séparation nécessaires pour empêcher l'inflammation radiative des structures lors de la combustion de végétaux.</b>
Babrauskas et coll. (2006) [69]	Sapin Douglas de 2 m de haut de 6,5 à 22,4 kg	LSHR	Etude de l'influence de l'échelle d'étude (ou de la configuration expérimentale) et de l'humidité sur la puissance dégagée des arbres
<b>Butler et coll. [117] (2007) et Sanchez-Monroy et coll. (2019) [49]</b>	<b>Litière de frisure de bois 4 charge étudiées : 0,318, 0,617, 0.955 et 1,850 kg/m<sup>2</sup></b>	<b>Cas à plat et avec une pente de 16 à 45° Allumage par étincelle sur un mélange essence/diesel</b>	<b>Examen de la capacité de WFDS à reproduire les résultats expérimentaux et analyse de l'effet la pente sur le comportement au feu</b>
Madrzykowski (2008) [74]	Sapins Fraser	NIST Large Fire Laboratory (hotte de 6 × 6 m <sup>2</sup> )	Caractérisation du HRR des sapins secs, de la résistance à l'inflammation d'un arbre à forte teneur en eau et examen de l'impact d'un sprinkler résidentiel sur le HRR d'un arbre sec en feu dans un compartiment.
Tachajapong et coll. (2008) [80]	Litière d'aspen (populustremuloides (0,8 × 1,8 m <sup>2</sup> avec 0,1 m d'épaisseur)	Soufflerie. Allumage avec 2 ml d'alcool avec un briquet à l'extrémité du lit	Etude des effets de la variation de la vitesse du vent sur l'initiation des feux de cimes d'arbustes

	Branches et feuillages de chamise (6,8 kg/m <sup>3</sup> ) (0,3×0,3×0,8 m) placés dans un treillis en fil d'acier		
Mell et coll. (2009) [48]	Sapin Douglas de 2 à 5 m de haut	Allumage avec des brûleurs circulaires de 80 cm de diamètre et de 30 kW placés sous les arbres	Développement d'un modèle numérique capable de représenter la distribution spatiale de la végétation dans une couronne d'arbre
Santoni et coll. (2010) [66]	litière d'aiguilles de Pinus pinaster, de paille d'Avena fatua (folle avoine) et d'épines de Genista salzmannii (un genêt endémique).	LSHR. Allumage avec alcool et torche	Mesure de l'intensité du front de flamme en utilisant le principe de calorimétrie à consommation d'oxygène
Perez et coll. (2011) [118]	Litière de paille de blé (Triticum sp.)	Une table de combustion (4 × 4 m <sup>2</sup> ) et une soufflerie (2,6 × 9,8 m <sup>2</sup> ) avec des vitesses de vent de 0,5 m/s à 5 m/s	Analyse des variations rencontrées dans la vitesse de propagation des incendies de laboratoire provoqués par le vent
Madrigal et coll. (2012) [81]	Arbustes	Un morceau de bois de pin (20×20×10 mm <sup>3</sup> ) a été enflammé avec un épiradiateur déposé au milieu des échantillons de combustible.	Evaluation de l'inflammabilité des plantes entières.
Morandini et coll. (2013) [64]	Litière d'aiguilles de pin (1 m × 2 m) trois charges étudiées : 0.6, 0.9 and 1.2 kg/m <sup>2</sup>	LSHR. Allumage avec ligne l'alcool et torche	Influence de la charge de combustible sur les principales propriétés au feu
Tihay et coll. (2014) [62]	Litière d'aiguilles de pin (2m × 2m) Trois charge étudiées : 0,6, 0,9 et 1,2 kg/m <sup>2</sup>	LSHR Cas à plat et avec pente de 20° Un allumage en ligne à l'aide d'éthanol	Quantification de la répartition des différents transferts thermiques (rayonnement et convection) lors de la propagation d'un feu
Li et coll. (2017) [79]	Arbuste (hauteur <1m avec un diamètre maximal inférieur à 2,54 cm)	Tunnel avec condition de vent Deux positions d'allumage dans une litière de frisure de bois centré sous un arbuste	Etude de la densité apparente et ses effets combinés à ceux du vent et de l'emplacement de l'inflammation sur la combustion des arbustes

Lhuilier- Marchand (2017) [119]	Litière de frisure de bois	Table de combustion de 3 × 4 m <sup>2</sup> Allumage avec ligne d'alcool et bruleur	Développement d'un modèle de propagation
<b>Zhou et coll. (2018) [75]</b>	<b>Genévrier d'environ 2,44 m de hauteur</b>	<b>Brûleur de 40 cm de diamètre placé sous la base de l'arbre</b>	<b>Etude expérimentale sur les comportements au feu des genévriers simples et triples</b>
Leonelli (2018) [16]	Houppier de ciste (hauteur moyenne de 1,25 m, et une masse moyenne de 2,03 ± 0,18 kg).	LSHR (allumage avec panneaux radiants de 20 kW/m <sup>2</sup> )	Etude de la composition des fumées
Tramoni (2018) [15]	Houppier de ciste (1.30 m de hauteur dont 0.30 m de houppier pour un diamètre compris entre 0,6 et 0,8 m et une masse humide de l'ordre de 2.0 kg)	LSHR (allumage avec panneaux radiants de 20 kW/m <sup>2</sup> )	Amélioration des connaissances fondamentales sur la dynamique de combustion d'arbustes naturels et isolés et test du code WFDS
<b>Terrei et coll. (2019) [55]</b>	<b>Litière de frisure de bois (1,5 × 30 × 40 cm<sup>3</sup>) placée à 10 cm sous des branches de 4 especes de plantes ornementales : le cyprès italien (Cupressus sempervirens, L.) caractérisé par ses feuilles écailleuses, le laurier rose (Nerium oleander, L.), le fusain japonais (Euonymus japonicus, Thunb.) et le cotonéaster (Cotoneaster franchetti, Bois).</b>	<b>Allumage en ligne, à l'aide d'un fil de coton imbibé d'éthanol au niveau de la litière</b>	<b>Confrontation des résultats expérimentaux et de modélisation à l'aide de WFDS</b>
Bebieva et coll. (2021)[120]	Litière d'aiguilles de pin de 75 et de 150g	Soufflerie	Examiner comment le vent se propage à travers et au-dessus de lit d'aiguilles de pin

Tableau 1. 2 : Synthèses des expériences réalisées à l'échelle du terrain concernant la dynamique de combustion des végétaux (en gras les travaux relatifs aux interfaces forêt/habitat)

Auteurs	Type d'essai et végétation étudié	Principales mesures	Objectif de l'étude
Schroeder et Countryman (1960)[121]	4 brûlages dirigés	Relevés météorologiques	Examiner les effets des incendies sur les modèles de climat de feu
Taylor et coll. (1973)[122]	Parcelle de 4000 ha	Relevés météorologiques Taux de combustion « burning rate » Hauteur de la colonne convective	Etude de la convection dans l'air au-dessus d'un feu intense
Cheney et coll. (1993) [83] et Cheney et Gould [84](1995)	Propagations sur des parcelles d'herbe de 100 × 100 m <sup>2</sup> , 200 × 200 m <sup>2</sup> et 200 × 300 m <sup>2</sup> Hauteur de la végétation : de 0,1 à 0,6 m Charge : de 0,1 à 0,6 kg/m <sup>2</sup>	Vent Vitesse de propagation et forme du front de flamme déterminés à partir de photo aérienne	Etude de l'effet du vent, de la hauteur du lit de combustible, de la teneur en eau et de la charge sur la propagation.
Catchpole et coll. [123] (1998)	Espèces dominantes : <i>Leptospermum</i> ( <i>L. scoparium</i> ) et <i>Kunzea</i> ( <i>K. ericoides</i> ) Hauteur du combustible : 0,2 à 4,8 m	Vent Vitesse de propagation Intensité du front de flamme	Développement d'un modèle de comportement du feu
<b>Alexander et coll.(1998) [112] et Cohen (2000) [124]</b>	<b>Parcelle dominée par le peuplier avec le front d'allumage composé de pin gris (<i>Pinus banksiana</i>) et épinette noire (<i>Picea mariana</i>)</b>	<b>Caractéristiques de la végétation</b> <b>Vent</b> <b>Vitesse de propagation du feu</b> <b>Géométrie de la flamme</b> <b>Flux thermique</b> <b>Température du panache de feu</b> <b>Imagerie vidéo</b> <b>Intensité du feu</b>	<b>Evaluation de la norme de la National Fire Protection Association (NFPA) pour la protection des maisons rurales contre les incendies de forêt dans les zones forestières impliquant 10 m d'espace défendable, puis 20 m supplémentaires de traitement du combustible et examen de l'efficacité de l'élimination du combustible ligneux mort et/ou duveteux sur le comportement du feu</b>

Fernandes et coll. [125] (2000)	Trois brûlages ont été effectués dans des forêts d'arbrisseaux dans le nord-est du Portugal. Charge de combustible de la bruyère : 66 kg/m <sup>3</sup> Charge de combustible de l'arbuste : 23 kg/m <sup>3</sup>	Vent Vitesse de propagation Intensité du front de flamme Géométrie de la flamme	Examiner si les données de différents incendies obtenues grâce à un plan d'échantillonnage composé de micro-parcelles peut servir à élaborer des modèles de comportement du feu qui soient valables.
Fernandes (2001) [104]	Propagation sur des parcelles (de 10 à 100 m) avec ou sans pentes (0 à 5°) composées de différents végétaux du Portugal Hauteur de la végétation : de 0,2 à 1,9 m Charge : de 0,5 à 6,5 kg/m <sup>2</sup>	Vent Vitesse de propagation Intensité du front de flamme	Etablissement d'un modèle empirique pour l'estimation de la vitesse de propagation.
Bilgili et Saglam (2003) [105]	Arbustes (Quercus coccifera L., Arbutus andrachne L., Pistacia lentiscus L. Sarcopoterium spinosum L.) Hauteur du combustible : 0,35 à 1,1 m Charge de combustible : 1,93 à 4,36 kg/m <sup>2</sup>	Vitesse de propagation Intensité	Recueil des données quantitatives sur la propagation du feu, la consommation de combustible et l'intensité du feu, et développement de modèles de prédiction du comportement du feu à des fins de gestion des incendies.
Buttler (2004) [90] et Cohen (2004) [109] et Stocks et coll. (2004) [106]	Parcelle de 75 × 75 m <sup>2</sup> à 150 × 150 m <sup>2</sup> avec un peuplement de pin gris (Pinus banksiana Lamb. ) avec une composante mineure d'épinette noire	Caractéristiques de la végétation Vent Vitesse de propagation du feu Géométrie de la flamme Flux thermique Température du panache de feu Imagerie vidéo Intensité du feu	Réalisation d'une série de feux de cime de forte intensité pour valider et améliorer les modèles théoriques et empiriques existants de comportement des feux de cime.
Vega et coll. (2006) [110]	Propagation sur des parcelles de 25-60 × 25-80 m <sup>2</sup> ; de 50 × 130 m <sup>2</sup> pour 3 types de végétation en Espagne et au Portugal	Caractéristiques de la végétation Vent Vitesse de propagation du feu Intensité du feu	Mesure de la vitesse de propagation pour la validation de modèles de propagation.

Santoni et coll. (2006) [86], Morandini et coll. (2006) [91]	Arbustes (Olea Europaea, Quercus Ilex, Arbutus Unedo, Cistus monspeliens, Cytisus trifloru Hauteur du combustible : 0,93 à 3,26 m	Vitesse de propagation Intensité du feu Temps de résidence des flammes Densité de flux	Etude des propriétés du feu au cours de la propagation et des impacts du feu avec son environnement.
Clements et coll. (2007) [92]	Propagation sur une parcelle d'herbe de 0,63 km <sup>2</sup>	Densité de flux Température Analyse des gaz	Mesure de l'écoulement et de la turbulence au niveau du panache de fumée et dans l'environnement proche du feu
Porterie et coll. (2007) [93]	1) Parcelle de 30 × 30 m <sup>2</sup> composé de genêts 2) Souflerie de 2,75 × 2,4 m <sup>2</sup> , deux combustible utilisé : la frisure de bois (utilisée comme litière) et pin douglas (disposé en treillis régulier)	Vent Température des gaz Front de pyrolysis	<b>Développer un modèle de feu de forêt afin d'étudier le comportement du feu et la réponse des structures aux contraintes thermiques induites par le feu.</b>
Silvani et coll. (2009) [94]	Parcelles de 60 à 1250 m <sup>2</sup>	Température des gaz Densités de flux radiant	Evaluation de la contribution du rayonnement thermique et des fluctuations du champ de température
Silvani et Morandini (2009) [82]	Aiguilles de pin, branches de chêne, branches de chêne et d'arbousier, genêt Hauteur du combustible : 0,03 à 1,4 m Charge de combustible : 0,5 à 25 kg/m <sup>2</sup>	Caractéristiques de la végétation Vent Vitesse de propagation du feu Géométrie de la flamme Flux thermique Température du panache de feu Imagerie vidéo Intensité du feu	Mesure des transferts de chaleur au cours de la propagation d'un feu.
Morandini et Silvani (2010) [87]	Arbustes (Arbutus unedo, Genista lobelia, Erica arborea, Asphodelus albus) Hauteur de combustible : 0,3 à 1,2 m Charge de combustible : 1,4 à 7,4 kg/m <sup>2</sup>	Vitesse de propagation Intensité du feu	Compréhension des mécanismes de transfert thermique qui contrôlent la propagation des incendies de forêt.
Cruz et coll. (2011) [88]	Arbuste (Erica umbellata,	Intensité du front de flamme Vitesse de propagation	Quantification du profil vertical de la radiosité de la flamme et de la



	Erica australis, Chamaespartium tridentatum) Hauteur de combustible : 0,3 à 1,6 m	Géométrie de la flamme Densité de flux Température de la flamme	température du gaz dans les incendies d'intensité modérée à élevée se propageant dans des zones arbustives.
Wotton (2012) [97]	1) Site (200×200 m <sup>2</sup> ) dominé par des arbustes de 2 m de haut 2) Site (200×200 m <sup>2</sup> ) composé d'arbuste de petite taille (0,5m)	Vent Température de la flamme Intensité du front de flamme Géométrie de la flamme	Developper un modèle afin d'estimer la température de flamme à n'importe quelle hauteur
Frankman et coll. (2012) [95]	Différents sites composés d'herbe (divers), de pins ponderosa (Pinus ponderosa), de pins tordus (Pinus contorta), d'aiguilles de pin (divers), de pins des marais (Pinus palustris) et d'armoise Pente de 0 à 75°	Densité de flux radiatif Température Forme du front de flamme déterminée à partir de vidéo	Mesure des taux de chauffage convectif et radiatif dans les feux de végétation
Kremens et coll. (2012) [102]	Parcelles de 8 × 8 m <sup>2</sup> en utilisant des combustibles naturels caractéristiques des forêts mixtes de chênes de l'est des États-Unis.	Densité d'énergie radiative du feu (FRED) Densité de flux de puissance radiative du feu (FRFD)	Evaluation des relations entre le rayonnement du feu, la consommation de combustible et le comportement des fronts de flamme qui se propagent.
Frankmann (2012), (2012b) [95] [96]	Différents sites où les combustibles étaient principalement constitués d'herbes mélangées et de pin ponderosa (Pinus ponderosa)	Vent Vitesse de propagation Densité de flux radiatif et convectif Géométrie de la flamme	Corréler et à généraliser les mesures en ce qui concerne le feu, le combustible et les conditions environnementales afin de comprendre la contribution relative du chauffage radiatif et convectif au transport global d'énergie dans et autour des feux de végétation dans diverses conditions.
Dickinson et coll. (2016) [98]	Parcelles de 2 ha, et > 100 ha dominées par des combustibles herbacés et arbustifs et un grand bloc forestier	Puissance radiative du feu (FRP) Intensité radiative du front de flammer (RFI)	Caractérisation du rayonnement de feux de végétation à l'aide de capteurs au sol, aéroportés et spatiaux pour mesurer la puissance radiative du feu (FRP)

Hudak et coll. (2016) [99]	Parcelle	Densité d'énergie radiative du feu (FRED) Densité de flux de puissance radiative du feu (FRFD)	Prédiction des charges de combustible à l'aide de télégestion avant incendie à l'échelle du terrain
El Houssami et coll. (2016) [113]	Parcelle de 6 ha dominée par des pins	Nombre de brandons Géométrie des brandons Masse des brandons	Développer des méthodologies pour comprendre et estimer la génération de brandon
Filkov et coll. (2016) [114]	Parcelle de 4,3 à 6,7 ha	Nombre de brandons Vitesse des brandons Géométrie des brandons	Caractérisation de la production de brandon, en utilisant feux expérimentaux menés en tant que feux dirigés
Thomas et coll. (2017) [115]	3 parcelles de 20 × 20 m <sup>2</sup> dominées par des pins	Variabilité spatiale de la collection de brandons Flux des brandons	Quantifier les caractéristiques et le flux des brandons lors d'un incendie de forêt
Johnston et coll. (2017) [101]	Station de brûlage expérimentale au Canada composée d'aiguilles séchées de pin des marais ( <i>Pinus palustris</i> ).	Vitesse de propagation Intensité du front de flamme	Evaluation de l'intensité du feu à l'aide d'imagerie de télédétection infrarouge
Mueller et coll. (2018) [89]	Forêt situé dans la réserve nationale du New-Jersey composée principalement de pin et de chêne	Densité de flux radiatif Température Vitesse d'écoulement verticale	Etude de la température, la vitesse et le flux de chaleur radiatif dans une expérience d'incendie à l'échelle du terrain
Clements et coll. (2019)[111]	Prairie d'herbes hautes de 40 ha (0,40 km <sup>2</sup> )	Vent Densité de flux Température du front de flamme	Mieux comprendre les aspects micrométéorologiques de la propagation du feu.
Cruz et coll. (2020) [100]	Parcelle de 50 × 50 m <sup>2</sup> de blé récolté	Vitesse de propagation Intensité du front de flamme Géométrie de la flamme	Etudier le comportement des incendies à propagation libre dans le blé afin de quantifier l'effet de l'état de la culture

### 1.2.2.2 Les brandons

Le phénomène de propagation le plus dure à prédire est la propagation de l'incendie par projection. Les feux de forêt vont en effet générer des particules incandescentes ou enflammées, appelés brandons. Les végétaux en feu se décomposent, perdent leur intégrité structurelle et peuvent émettre des particules qui se séparent du combustible principal. C'est ainsi que les brandons sont créés. Il s'agit principalement des morceaux d'écorces, des aiguilles de pins ou des feuilles. Le tableau 1.3 présente une synthèse des différentes caractéristiques de brandons rencontrées dans la littérature.

Une fois générés ces brandons sont entraînés dans l'atmosphère et peuvent être transportés par le vent, par des tourbillons de feu et/ou des colonnes de convection sur de longues distances (jusqu'à plusieurs kilomètres dans certains cas) [126]. C'est ainsi qu'ils peuvent se poser sur des sources de combustible éloignées de l'incendie initial, entraînant une propagation du feu (Fig. 1.6a). On parle alors de « saute de feu » ou de « spotting fire ». De nombreux facteurs sont responsables de ces sautes de feu, comme l'intensité du feu, le vent, le type de végétation et la topographie. Ce phénomène est surtout fréquent dans les feux de cime et dans les feux totaux, c'est-à-dire quand le feu atteint la partie supérieure des arbres, avec une vitesse de propagation très élevée [127,128]. Ces feux sont alors particulièrement intenses et difficiles à contrôler. Bien que moins courants, les brandons peuvent également provenir de l'interaction de lignes électriques avec des arbres ou des structures.

Les études sur les brandons peuvent être divisées en trois catégories. La première catégorie étudie la production de brandons à partir de la végétation ou de structure en feu [113–115,129–132]. Waterman [132] a été parmi les premiers à étudier la génération de brandons en se concentrant sur des feux de composants de toiture. Les brandons collectés, via un écran et des bassins, étaient principalement en forme de disque. Ganteaume et coll. [129] ont étudié 8 types de brandons provenant de différentes parties d'arbres et ayant différentes formes. Ils ont mis en évidence que la perte de masse des brandons lors de la combustion décroît de manière exponentielle en fonction du temps. Les brandons les plus gros, c'est-à-dire ayant la plus grande surface et le plus grand volume, ont une grande capacité à entretenir la combustion contrairement aux petits brandons qui brûlent rapidement en raison de leur faible masse et de leur rapport surface/volume élevé. Pour mettre en évidence ces différences, les brandons ont été divisés en trois groupes [129]:

- Les brandons lourds. Ces brandons ont une masse importante et sont donc plus difficiles à transporter dans l'atmosphère. Ils ont cependant un potentiel élevé pour allumer des feux ponctuels (même à longue distance) après leur atterrissage du fait de leur capacité à rester enflammés.
- Les brandons légers avec une faible capacité à maintenir les flammes. Ces particules sont faciles à transporter et peuvent propager le feu sur de faibles distances.
- Les brandons légers avec une forte capacité à maintenir les flammes qui peuvent propager un incendie sur de courtes et longues distances.

Samuel L. Manzello [130] a quant à lui, effectué des expériences à grande échelle pour déterminer le lien entre la masse et la taille des brandons émis et la taille de l'arbre dont ils provenaient. Deux types d'arbres ont été étudiés : des pins Coréen de 4 m de haut et des sapins Douglas de 2,6 et 5,2 m de haut. Les brandons recueillis, majoritairement des aiguilles, étaient tous de forme cylindrique, avec une taille moyenne de 4,0 mm de diamètre et de 43 mm de longueur (Fig. 1.6b). Les masses les plus importantes, qui se situent entre 3,7 et 3,9 g, ont été

observées pour les brandons issus des pins Coréen et les plus petites masses ont été observées pour les sapins Douglas de 5,2 m. Ce ne sont donc pas forcément les plus grands arbres qui sont à l'origine des brandons avec la masse la plus élevée. Ces travaux ont également montré que la taille et la masse des brandons produits dépendaient davantage du phénomène de combustion que d'une relation avec la géométrie des arbres dont ils étaient issus.

Le second type d'investigation porte sur le transport des brandons [133–142]. Dans le projet VESTA par exemple, Gould et al. [142] ont montré que la densité de brandons au sol admettait un maximum près de la source du feu (10 brandons par m<sup>2</sup> à environ 40 m du feu), puis décroissait de manière exponentielle en fonction de la distance au front de feu.

Enfin, les dernières études évaluent la vulnérabilité des structures lors de l'attaque par brandons. Peu de travaux concernent ce thème [143–146] alors que des études post-incendie ont démontré que les brandons avaient enflammé au moins 60 % des structures détruites [147]. Cela montre qu'il est nécessaire d'enrichir ces études pour les différents éléments de construction.



Figure 1. 6 : a) Un petit feu localisé produit par des brandons à côté d'une maison en feu [148] et b) Echantillons de brandons collectés, émis par un pin Coréen de 4,0 m [130]

Tableau 1. 3: Masse, surface et volume de différents brandons étudiés dans la littérature

Types de brandons		Masse (g)	Surface (cm <sup>2</sup> )	Volume (cm <sup>3</sup> )	Réf
Brindilles / aiguilles de pin	<i>Pinus halepensis</i>	0,67 (± 0,32)	7,72 (± 1,87)	0,99 (± 0,46)	[129]
	<i>Pinus pinea</i>	0,39 (± 0,15)	7,50 (± 2,03)	0,76 (± 0,39)	
Ecorce de pin	<i>P. halepensis</i>	0,43 (± 0,26)	14,59 (±6,34)	1,17 (± 0,39)	
	<i>Pinus pinaster</i>	1,01 (± 0,69)	26,88 (±12,19)	4,57 (± 3,51)	
	<i>P. pinea</i>	0,69 (± 0,34)	28,05 (± 10,64)	3,38 (± 2,58)	
	<i>Pinus radiata</i>	1,44 (± 1,27)	21,14 (± 11,81)	4,89 (± 5,12)	
Ecorce d'eucalyptus	<i>Eucalyptus globulus</i>	0,66 (± 0,33)	19,68 (± 7,09)	1,09 (± 0,75)	
Feuilles	<i>E. globulus</i>	0,61 (± 0,17)	51,72 (± 14,42)	1,31 (± 0,36)	
	<i>Quercus ilex</i> (France)	0,12 (± 0,004)	21,25 (± 6,01)	0,35 (± 0,13)	
	<i>Quercus ilex</i> (Espagne)	0,14 (±0,04)	18,55 (±4,68)	0,46 (± 0,13)	
Des écailles de pommes de pin	<i>P. halepensis</i>	0,22 (± 0,04)	4,92 (± 1,19)	0,70 (± 0,24)	
	<i>P. pinaster</i>	0,65 (± 0,15)	10,2 (± 4,21)	1,85 (± 0,77)	
	<i>P. pinea</i>	1,53 (± 0,44)	18,49 (± 3,21)	6,43 (± 1,69)	
Des pommes de pin	<i>P. halepensis</i>	31,31(± 11,24)	157,69 (± 53,57)	194,17 (± 98,55)	
Des glands	<i>Q. ilex</i>	2,37 (± 0,75)	14,5(± 3,46)	5,32 (± 1,90)	
Des cubes d'écorce	<i>Quercus suber</i>	0,71 (± 0,26)	10,37(± 2,53)	2,26 (± 0,86)	
	Pin coréen (4m)	0,1 à 3,7-3,9	0 à 48		[130]

Aiguilles et Brindilles / rameaux	Douglas (2.6 m)	0,1 à 3,5-3,7	0 à 34		
	Douglas (5.2m)	0,1 à 2,1-2,3	0 à 38		
Morceau d'écorce et branche	Forêt de pin	0,005 – 0,1	0 - 2		[113] et [114]
Morceaux de bois, écorce comprise	Cèdre rouge de l'ouest	17,09 - 51,14			[149]
	Mélèze de l'ouest	16,61 - 29,59			
	Pin ponderosa	7,74 - 53,36			
	Epicéa Engelmann	20,33 -74,60			
Composants de structure	Montage mural	0 - 3		0 - 20	[150]
	Assemblage d'angle rentrant	0 - 5		0 - 30	
Composants de structure	Assemblage d'angle rentrant	0 - 10		0 - 50	[151]
Composants de structure	Structures en bois avec des assemblages de toiture en tuiles	0 - 114		0 -130	[152]

## **1.3 Etudes sur la vulnérabilité des éléments constructifs**

### **1.3.1 Identification des éléments et matériaux vulnérables aux incendies aux interfaces forêt/habitat**

Sur la base d'analyse post-incendie plusieurs systèmes constructifs ont été identifiés comme vulnérables [5] tels que :

- La toiture : les systèmes de toiture complexes, composées de multiples arrêtes ou encore comportant plusieurs composants (lucarne, cheminée, noue...) augmentent la vulnérabilité du toit en cas d'incendie en créant des espaces propices à l'accumulation des brandons ou de la végétation morte [153,154]. L'utilisation de matériau combustible comme les bardeaux en bois participe également à la vulnérabilité de la toiture. En effet, ces éléments forment une grande surface inflammable propice à la propagation de l'incendie et à la production de brandons [155]. De plus, les tuiles mal-entretenuées (cassées) ou mal disposées peuvent permettre l'accès aux parties combustibles de la toiture, comme le faitage (support de tuile) [156] ou le revêtement d'étanchéité [157] rendant ainsi la toiture vulnérable (Fig.1.9a). Les éléments combustibles entreposés dans les greniers ou les plafonds, ainsi que les fermettes en bois [153] augmentent la charge de combustible disponible ce qui peut entraîner la destruction des bâtiments.
- Les gouttières : elles ont également été identifiées comme des éléments participant à la propagation de l'incendie. En effet, elles représentent un espace où la végétation morte et les débris peuvent s'accumuler. Ces espaces deviennent alors des zones très vulnérables notamment à l'attaque de brandons [158]. Ainsi, lorsque les débris accumulés dans les gouttières sont enflammés, les gouttières peuvent fondre (Fig. 1.9b), se déconnecter de la maison et enflammer des combustibles sur le sol [159] ou encore propager l'inflammation à la toiture.
- Les aérations : elles se sont révélées particulièrement vulnérables à la pénétration des brandons dans les bâtiments [160]. En Europe méditerranéenne, il s'agit de l'un des points d'entrée les plus courants des brandons [156]. Les observations sur le terrain ont révélé que les aérations sont également vulnérables à la pénétration des flammes [160].
- Les ouvertures : les ouvertures, comprenant les fenêtres et les portes, font parties des points faibles de l'enveloppe d'un bâtiment lors d'un incendie de (Fig. 1.7a) [59,60]. Lorsqu'elles sont ouvertes, elles sont particulièrement vulnérables à la pénétration de brandons [156]. Les brandons peuvent également s'accumuler dans les coins des fenêtres ou des portes (Fig. 1.7a) [154]. À leur tour, les ouvertures fermées sont des points faibles. En effet, le contact avec les flammes [154] ou l'exposition à la chaleur rayonnante [161] du front de flamme ou d'éléments brûlants environnants peut entraîner le bris du verre (Fig. 1.7b).

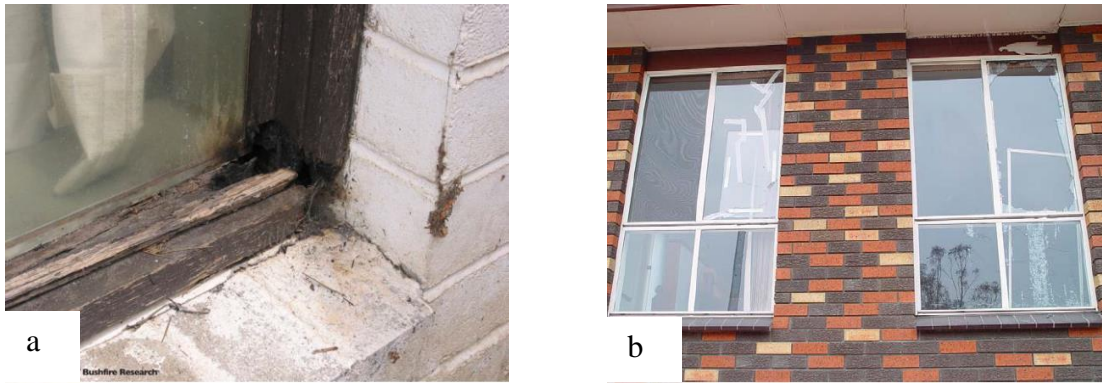


Figure 1. 7 : a) Attaque de brandon dans le coin d'une fenêtre [154] et b) Fenêtres cassées et fissurées à cause de la chaleur rayonnante de la maison voisine et des clôtures [154]

- Les terrasses : les observations post-incendie ont montré que leurs inflammations étaient souvent dues aux combustibles adjacents en feu tels que des tas de bois, des meubles de jardin ou de la végétation (par exemple des arbres, buissons) [144]. Une fois allumées, les terrasses facilitent la propagation du feu à l'ensemble de la construction étant donné que ces éléments sont généralement attachés aux bâtiments (Fig. 1.8a) [162]. De plus ces éléments sont également vulnérables face à l'attaque de brandons (Fig.1.8b) [126].

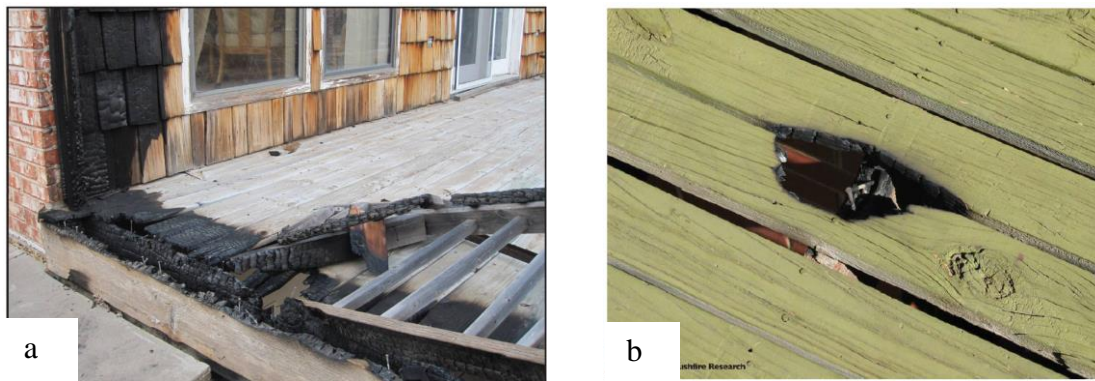


Figure 1. 8 : a) Inflammation d'une terrasse en bois [162] et b) Attaque de brandon sur une terrasse en bois [154]

- La végétation environnante : plusieurs enquêtes après incendie ont souligné que plus la végétation aux abords des bâtiments est présente et dense, plus les bâtiments sont susceptibles d'être détruits [161,163,164]. Il a également été démontré qu'un mauvais entretien de la végétation environnante affecte la vulnérabilité des bâtiments car cela entraîne une accumulation de végétation morte.
- Les clôtures en bois : il a été mis en évidence que les clôtures en bois adjacentes aux bâtiments, une fois allumées, peuvent briser les fenêtres, enflammer les éléments combustibles du bâtiment lui-même et/ou propager le feu aux autres bâtiments [165].
- Les garages et les remises : ces éléments, qui sont généralement composés d'importantes ouvertures, se sont révélés être sensibles à la pénétration de brandons [165]. Après s'être enflammés, ils peuvent devenir des sources localisées de flammes, de rayonnement et de brandons, menaçant la structure principale, en fonction de leur proximité, de leur conception, de leur taille et des matériaux stockés à l'intérieur [165].



- Les planchers suspendus, les escaliers et les poutres en matériaux combustibles : les planchers suspendus se sont révélés vulnérables en particulier à l'accumulation de brandons.[166]. Les matériaux combustibles situés autour, dessus ou sous le plancher augmente également leur vulnérabilités (Fig. 1.7a) [162]. De plus, l'incendie peut se propager à la maison grâce aux escaliers et aux poutres fabriqués en matériaux combustibles (Fig. 1.7b) [162].
- Les éléments combustibles environnants : après avoir été enflammés, les meubles de jardin combustibles, les véhicules (Fig. 1.7c) et les piles de bois de chauffage peuvent générer une énorme quantité de chaleur [162]. Ces éléments sont également vulnérables face à l'attaque de brandons [154] (Fig. 1.7d).



a



b



c



d



e



f

Figure 1. 9: a) Les braises ont enflammé le grenier [162], b) Goutières fondues [162], c) Allumage d'un plancher suspendu à cause des matériaux combustibles présents autour et sur le plancher [162], d) Propagation du feu à la maison par les escaliers et les poutres en bois [162], e) Chaleur rayonnante due un incendie de voiture [154] et f) Attaque de brandon sur une chaise [154]

### 1.3.2 Focus sur les travaux relatifs aux ouvertures et aux terrasses

Dans la suite, un résumé des recherches sur les ouvertures et sur les terrasses est proposé car ces éléments sont particulièrement vulnérables lors des feux aux interfaces forêt/habitat.

Les recherches sur la vulnérabilité des ouvertures ont notamment mis en évidence les points suivants :

- Les ouvertures influencent de façon non-négligeable le développement du feu à l'intérieur du bâtiment en augmentant l'alimentation en air et en participant à la pénétration des brandons [36].
- Les ouvertures fermées sont menacées par le contact direct des flammes [154] ou par le rayonnement du front de flamme ou d'éléments environnants brûlants [161].
- Les cadres de fenêtre fabriqués en matière combustibles, tels que le bois ou le polychlorure de vinyle (PVC), peuvent contribuer à la vulnérabilité des fenêtres. Ils peuvent en effet s'enflammer à cause de l'accumulation de brandons dans le coin du rebord de la fenêtre (Fig. 1.7a) ou encore au contact direct des flammes [154]. En se déformant ou en fondant au contact de la chaleur, ils peuvent être à l'origine de la chute du verre [167].
- Les volets en matière combustible tels que le PVC ou le bois peuvent être facilement détruits lorsqu'ils sont menacés par le feu [157].
- Les observations sur le terrain ont montré que la probabilité de destruction des bâtiments augmentait avec l'augmentation de la surface vitrée de l'enveloppe des bâtiments [153,161].
- Les fenêtres composées de simple vitrage se sont révélées être plus vulnérables à la fissuration et à la rupture que les fenêtres composées de double vitrage [157].

Les ouvertures ont donc été clairement identifiées comme vulnérables lors des incendies de végétation aux interfaces forêt habitat. Cependant dans la littérature, les travaux expérimentaux traitant de la réaction au feu de ces éléments sont principalement liés au domaine des feux confinés [168–171] . En effet, ils sont généralement réalisés dans des compartiments fermés tels que des chambres de combustion où l'incendie est initié à l'intérieur via des panneaux radiants, des brûleurs ou des feux de nappe.

Pour tenter de réduire la vulnérabilité des terrasses, certains pays ont élaboré des codes ou des normes du bâtiment pour évaluer leurs propriétés de résistance au feu. Aux Etats-Unis, le « California Office of the State Fire Marshal » a lancé un projet de recherche avec le laboratoire des produits forestiers de l'Université de Californie pour développer de nouvelles méthodes d'essai. Ces travaux ont conduit à la rédaction d'une norme : « California Wildland Urban Interface Building Standards (WUIBS) » pour les murs, les terrasses, les toits et les avant-toits. Dans cette norme, les terrasses sont exposées à un brûleur de 300 × 300 mm d'une puissance comprise entre 40 et 80 kW pendant 3 min ou à des brandons de classe A (30 × 30 × 5,7 cm<sup>3</sup>). En réponse au développement de ces normes, l'ASTM International a créé deux normes: l'ASTM E2632 (Standard Test Method for Evaluating the Under-Deck Fire Test Response of Deck Materials) et l'ASTM E2726 (Standard Test Method for Evaluating the Fire-Test-Response of Deck Structures to Burning Brands). Ces normes sont très similaires aux normes

californiennes. En Australie, la norme australienne AS 3959 [29] donne des spécifications pour les terrasses en fonction du niveau d'attaque des feux (BAL). En France, la seule norme pour les revêtements de sol est l'ISO 9239 [13]. Cependant, le but de cette norme est de simuler les niveaux de rayonnement thermique qui peuvent affecter les planchers d'un couloir. Par conséquent, les sollicitations thermiques utilisées sont éloignées de celles qui pourraient être rencontrées durant un feu de végétation.

En ce qui concerne les recherches sur la réaction au feu des terrasses, il existe peu d'études malgré le fait que les terrasses représentent l'une des principales sources d'inflammation lors des incendies de végétation [59]. Le NIST (National Institute of Science and Technology) a développé un générateur de brandons (NIST Dragon) capable d'envoyer une averse de brandons contrôlée et répétable (Fig. 1.10) [172]. Des expériences ont ainsi été menées avec ce dispositif sur plusieurs assemblages de terrasses en bois (séquoia, cèdre et sapin Douglas) avec différentes conditions de vent [143,144]. Ces expériences ont démontré que les brandons pouvaient provoquer l'inflammation des terrasses et pouvaient également, en s'accumulant, conduire à la propagation du feu à un mur adjacent. En 2014, Fabian [173] a étudié la réaction au feu de plus de 35 types de terrasse à l'aide de plusieurs méthodes expérimentales (brûleur, cone calorimètre...) afin de développer des corrélations entre les résultats de réaction au feu observés avec les différents protocoles. Il a notamment mis en évidence que le cone calorimètre peut être utilisé pour comparer la combustibilité et les performances au feu de différents types de terrasse. Enfin, en 2017, Hasburg et coll. [145] ont étudié le comportement au feu de terrasses de séquoia soumises à deux modes d'allumage : un brûleur au propane et des brandons. L'influence de la position de l'allumage sur la réaction au feu des terrasses et sur la propagation du feu à un mur adjacent a été étudiée ainsi que celle de la vitesse du vent et de la puissance du brûleur. Pour les essais utilisant le brûleur, il a notamment été constaté qu'une puissance de 60 kW était suffisante pour enflammer la terrasse sans toutefois endommager la structure attenante (mur). Les tests réalisés avec les brandons ont également révélé que l'inflammation de la terrasse ne permettait pas d'endommager le mur adjacent. De plus, la flamme ne s'est pas propagée sur la terrasse au-delà du positionnement des brandons.

A notre connaissance, il n'existe pas d'autres études sur la réaction au feu des terrasses dans le domaine des feux aux interfaces forêt/habitat.



Figure 1. 10 : Générateur de brandon développé par le NIST [172]

## 1.4 Conclusion

Les incendies de végétations dans les l'interface forêt/habitat sont un problème mondial, qui prend de plus en plus d'importance de nos jours en raison des effets du changement climatique et de l'augmentation des constructions dans les zones péri-urbaines. Malgré cela, il n'existe pas à l'heure actuelle de politiques de prévention internationales pour ces zones sensibles. L'examen des différentes réglementations montrent une forte hétérogénéité mondiale que ce soit sur les prescriptions concernant la gestion du combustible autour des constructions ou encore sur les mesures constructives à adopter. L'examen des études scientifiques sur les feux de végétation ou le comportement au feu des matériaux montre un manque de connaissances concernant l'évaluation des sollicitations thermiques dues à un feu de végétation et leur impact sur les constructions et/ou éléments et matériaux de constructions. Ce travail de thèse a donc pour objectif d'apporter de nouvelles connaissances sur la vulnérabilité des matériaux face aux incendies de végétation afin d'être utilisées dans l'élaboration de textes réglementaires pour la prévention des feux aux interfaces forêt/habitat.

## Chapitre 2. Matériel et méthode

Dans les interfaces forêt/habitat, le potentiel d'inflammabilité des constructions est principalement déterminé par la végétation environnante et les caractéristiques des matériaux/objets combustibles extérieurs. Nos travaux se sont donc concentrés sur deux éléments constructifs vulnérables au feu : les dalles de terrasse et les fenêtres. En ce qui concerne la végétation, nous avons étudié une haie composée de ciste. Ce chapitre comprend trois parties. Tout d'abord, les différents éléments étudiés sont présentés (géométries, propriétés physico-chimiques...). La deuxième partie a pour objectif de décrire les matériaux utilisés à l'échelle du laboratoire. Dans la troisième partie, les protocoles expérimentaux mis en place à l'échelle du laboratoire et à l'échelle du terrain sont décrits en fonction des sollicitations thermiques étudiées.

### 2.1 Combustibles étudiés

#### 2.1.1 Les dalles de terrasses

##### 2.1.1.1 Présentation

Dans cette étude, nous nous sommes intéressés à deux types de dalles de terrasse vendues et utilisées en France : des dalles en bois et des dalles thermoplastiques. Les dalles de terrasse en bois sont constituées de lattes en pin (6 cm de large, 40 cm de long et 1,2 cm d'épaisseur) assemblées comme suit : cinq lattes espacées de 2,5 cm, fixées perpendiculairement à l'aide d'agrafes sur deux autres lattes. Le tout forme un ensemble de 40 cm de long sur 40 cm de large avec une épaisseur de 2,4 cm (Fig. 2.1.a). Ces dalles ont été traitées avec de l'Impralit® KDS (fabriqué par RÜTGERS Organics GmbH) afin d'être protégées contre les agressions biologiques de types insectes et champignons. Ce produit injecté dans les dalles par autoclave est résistant à l'eau et est principalement composé de cuivre, d'acide borique et de polymère de bétaine (DPAB) [174]. Les dalles thermoplastiques mesurent 40 cm de long sur 40 cm de large et ont une épaisseur de 5,3 cm (Fig. 2.1.b). Elles sont constituées de polypropylène auquel a été ajouté du carbonate de calcium ( $\text{CaCO}_3$ ) comme charge minérale dans le but d'améliorer leurs propriétés mécaniques [175].

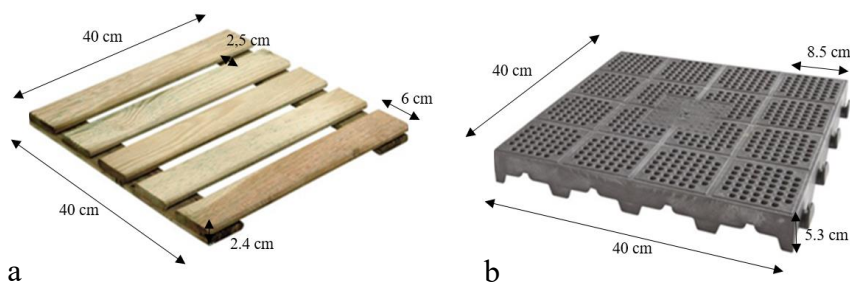


Figure 2. 1 : Photographies des dalles a) en bois b) en thermoplastique.

## 2.1.1.2 Propriétés physico-chimiques

### Analyse chimique

L'analyse chimique des deux dalles a été réalisée par le laboratoire d'analyses environnementales SOCOR<sup>1</sup> suivant les normes NF EN 15407 et ISO 1171. Le tableau 2.1 présente les pourcentages massiques de carbone, d'hydrogène, d'azote et d'oxygène mesurés pour les deux dalles ainsi que la teneur en cendres obtenue par calcination à 550°C. Les éléments prépondérants dans la composition des dalles en bois sont le carbone et l'oxygène avec des teneurs respectives de 51,4 et 40,7 %. L'hydrogène et l'azote sont présents en plus faible quantité. Ces résultats sont en accord avec ceux de la littérature obtenus pour différents bois avec des teneurs en carbone autour de 50 %, des teneurs en oxygène variant de 40 à 44 % et des teneurs en hydrogène autour de 6 % [176]. La quantité de cendres des dalles en bois représente 1,2 % de la masse initiale. Ces résultats sont en accord avec les travaux de Viana et coll. [177] réalisés sur du pin maritime avec une teneur en cendres variant de 0,22 à 1,97 %. Pour les dalles thermoplastiques, l'élément prépondérant est le carbone avec une teneur de 47,4 % suivi par l'oxygène (15,7 %) puis par l'hydrogène (7,06 %). Les valeurs obtenues pour le carbone et l'oxygène sont respectivement inférieures et supérieures à celles recensées dans la littérature pour le polypropylène pur [178]. Ces différences viennent de l'ajout du carbonate de calcium (CaCO<sub>3</sub>) au sein du polypropylène. Les cendres représentent, quant à elles, 29,7 % de la masse initiale des dalles thermoplastiques et correspondent à l'oxyde de calcium formé lors de la dégradation du carbonate de calcium.

Tableau 2. 1: Analyse élémentaire des dalles de terrasses

	C (%)	H (%)	N (%)	O (%)	Cendres (%)
Dalle en bois	51,4	6,37	0,22	40,7	1,2
Dalle thermoplastique	47,4	7,06	<0,1	15,7	29,7

Pour compléter ces données, une analyse ICP-AES (Inductively Coupled Plasma) a été effectuée sur les dalles en bois. Cette méthode consiste à ioniser l'échantillon en l'injectant dans un plasma d'argon. On utilise ensuite le fait que les atomes ionisés, lorsqu'ils quittent le plasma, se recombinent avec un électron, en émettant un photon dont l'énergie est caractéristique d'un élément donné. Cette technique permet d'analyser la quasi-totalité des éléments avec une précision de 2 %. Grâce à l'ICP-AES, les teneurs en bore et en cuivre ont été déterminées. La teneur en cuivre dans les dalles de bois est de 1608 mg/kg<sub>sec</sub> alors que celle de bore n'est que de 23 mg/kg<sub>sec</sub>. Ces résultats sont en accord avec la composition de l'Impralit® KDS qui contient une teneur plus élevée en oxyde de cuivre qu'en acide borique [174]. Concernant les dalles thermoplastiques, les cristaux de carbonate de calcium sont dispersés dans la matrice de polypropylène comme le montre la figure 2.2 obtenu avec un microscope électronique à balayage (MEB). A partir d'une analyse thermogravimétrique, nous avons calculé le taux de charge en carbonate de calcium présent dans les dalles thermoplastiques. Le détail de la méthode utilisée et des calculs sont donnés en annexe A. Nous avons obtenu un taux de charge de l'ordre de 53 % en masse.

<sup>1</sup> SOCOR, Rue Barack Obama – ZAC du Luc – 59187 DECHY – Tél : 0327943370 – contact@socor.fr

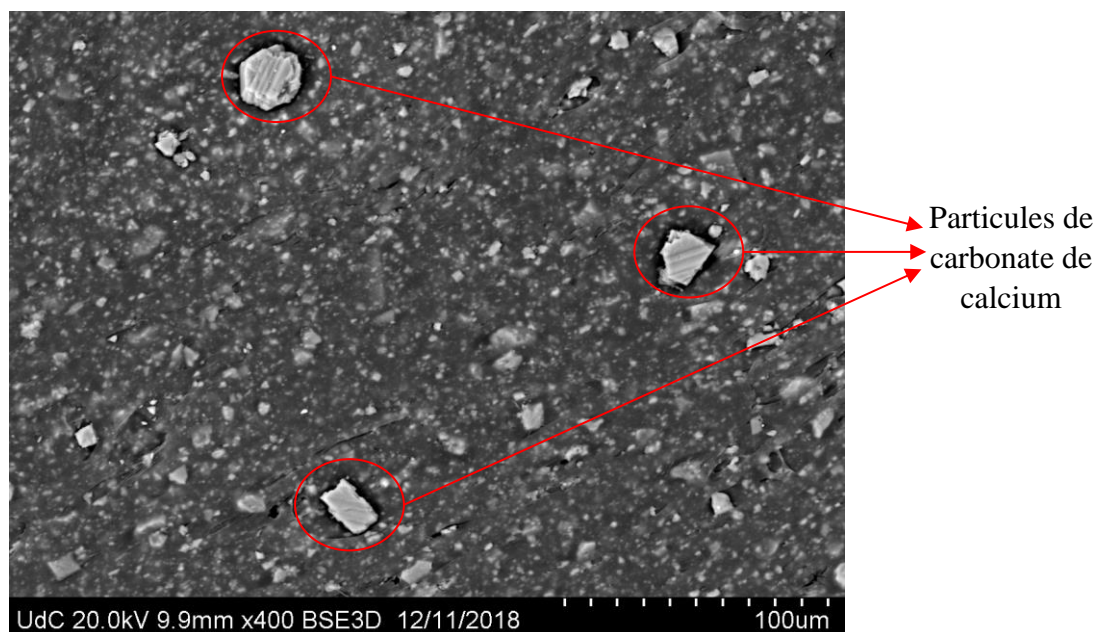


Figure 2. 2: Photographie au MEB de la dalle thermoplastique à 100 micromètres

### Pouvoir calorifique inférieur et supérieur

Le pouvoir calorifique d'un matériau est défini comme l'énergie dégagée par la réaction de combustion complète du matériau, par unité de masse. On distingue deux types de pouvoir calorifique : le pouvoir calorifique supérieur (PCS) qui correspond à une combustion à volume constant pour laquelle l'eau formée au cours de la réaction se condense et le pouvoir calorifique inférieur (PCI) qui est obtenu à partir du PCS en soustrayant l'enthalpie de vaporisation de l'eau.

Les pouvoirs calorifiques inférieurs et supérieurs ont été mesurés par le laboratoire SOCOR par calorimétrie selon la norme NF EN 15400. Dans un premier temps, l'appareillage a été étalonné avec une pastille d'acide benzoïque pour déterminer la capacité calorifique du calorimètre. Ensuite, l'échantillon de dalle, sous forme de broyat, a été placé en présence d'oxygène à haute pression dans la bombe calorimétrique. La combustion de l'échantillon a été déclenchée électriquement. Un suivi de la température de l'eau a été effectué toutes les trente secondes avant et après la combustion jusqu'à l'obtention d'un régime linéaire de refroidissement. Le PCS a été directement déterminé à partir de cette courbe de température. Le PCI a ensuite été calculé à partir du PCS et de la composition élémentaire des dalles (Tableau 2.2).

Tableau 2. 2: Pouvoirs calorifiques supérieurs et inférieurs des deux dalles étudiées

	Dalle en bois	Dalle thermoplastique
PCS (J/g sec)	20 352	22 081
PCI (J/g sec)	19 042	20 628

La valeur du pouvoir calorifique supérieur obtenue pour les dalles en bois est en accord avec les données de la littérature pour du pin maritime (entre 19,48 et 20,69 MJ/kg [179]). Concernant le polypropylène, Walters et coll. donnent un PCI et un PCS de 42,66 et 45,80 MJ/kg respectivement pour le polypropylène pur [180]. Les valeurs que nous avons obtenues pour les dalles thermoplastiques sont donc très inférieures. Cela est dû à l'ajout du carbonate

de calcium. Ce composé représente en effet 53 % de la masse des dalles. Par ailleurs, lorsqu'il est chauffé, le carbonate de calcium se décompose de manière endothermique pour former du dioxyde de carbone et de l'oxyde de calcium (CaO) [181] ce qui réduit l'énergie dégagée lors de la combustion des dalles thermoplastiques.

### Capacité calorifique

La mesure de la capacité calorifique des deux dalles a été réalisée par la société NEOTIM<sup>2</sup> à l'aide d'un calorimètre différentiel à balayage (DSC) METTLER TOLEDO DSC1 en utilisant la méthode par comparaison avec un étalon saphir [182] selon le protocole suivant :

- Les dalles ont été découpées en échantillon puis séchées dans une étuve à 105°C pendant 24 h.
- Un premier essai a été effectué avec deux creusets vides sans échantillon (appelé essai à blanc).
- Un deuxième essai a été réalisé avec du broyat de dalle placé dans un creuset en aluminium de 40 µL, fermé avec un couvercle percé. Pour ces expériences, une masse d'échantillon  $m$  de 8,269 mg et de 20,44 mg a été utilisée pour les dalles en bois et thermoplastiques respectivement.
- Un troisième essai a été réalisé en mettant dans le creuset une masse de saphir  $m_{saphir}$  de 49,295 mg de capacité calorifique donnée par [183] :

$$C_{p_{saphir}} = 1,127 + 0,234 T - 0,217 T^2. \quad (2.1)$$

La température de la DSC a été stabilisée à 20°C pendant 5 minutes puis une montée en température jusqu'à 50°C a été réalisée à 20°C/min afin d'obtenir la capacité calorifique entre 20 et 50°C. Pendant l'ensemble de l'expérience, un balayage continu d'azote a été effectué à 100 mL/min. En notant  $HF_{blanc}$ ,  $HF_{dalle}$  et  $HF_{saphir}$  les flux thermiques mesurés pour l'essai à blanc, l'essai avec les échantillons de dalle de terrasse et l'essai avec le saphir, la capacité calorifique massique à la température  $T$  s'écrit [184] :

$$C_{p_{dalle}}(T) = C_{p_{saphir}} \frac{m_{saphir} \int_{293}^T HF_{dalle} dT - \int_{293}^T HF_{blanc} dT}{m_{dalle} \int_{293}^T HF_{saphir} dT - \int_{293}^T HF_{blanc} dT} \quad (2.2)$$

La figure 2.3 présente les capacités calorifiques obtenues entre 20 et 50°C pour les deux dalles. Pour les dalles en bois la capacité calorifique varie entre 1230 et 1490 J/(kg.°C). Ces valeurs sont en accord avec les données de la littérature. En effet, Dupont et coll. [185] ont obtenu des valeurs comprises entre 1323 et 1365 J/(kg.°C) entre 40 et 50° pour le pin noir. Pour les dalles thermoplastiques, la capacité calorifique est comprise entre 1150 et 1420 J/(kg.°C). Ces valeurs sont inférieures à celle du polypropylène pur pour lequel les capacités calorifiques à température ambiante sont comprises entre 1480 et 1950 J/(kg.°C) [186,187].

Pour les deux types de dalle, la capacité calorifique augmente légèrement sur cette plage de température. Elle peut être modélisée par les relations suivantes :

$$C_p = 1112,8 + 7,39 T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C}) \text{ pour la dalle en bois} \quad (2.3)$$

<sup>2</sup> NEOTIM, MDI – 54 Rue Gustave Eiffel - ZA Albitech – 81000 ALBI – Tél : 0563481438 – contact@neotim.fr



$$C_p = 1057,3 + 7,43 T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C}) \text{ pour la dalle thermoplastique} \quad (2.4)$$

Pour le bois, plusieurs auteurs ont également obtenu une relation linéaire entre la capacité calorifique et la température pour différentes espèces [188–191]. A titre d'exemple, Pinto et coll. ont obtenu pour le pin (*Pinus Spp*) l'expression suivante  $C_p = 1125 + 4,52 T$  pour des température comprises entre 0 et 200°C [191]. Koch [189] a quant à lui obtenu pour du pin (*Pinus glabra*) la relation suivante  $C_p = 1109 + 4,20 T$  pour des température comprises entre 0 et 100°C. Les capacités calorifiques relevées dans la littérature pour le bois sont similaires à celles obtenues lors de notre étude. En revanche, les pentes de la littérature sont plus faibles. Radmanovic et coll. [188] soulignent que les différences observées sont probablement dues à la teneur en eau du bois et à la plage de température utilisée lors des essais.

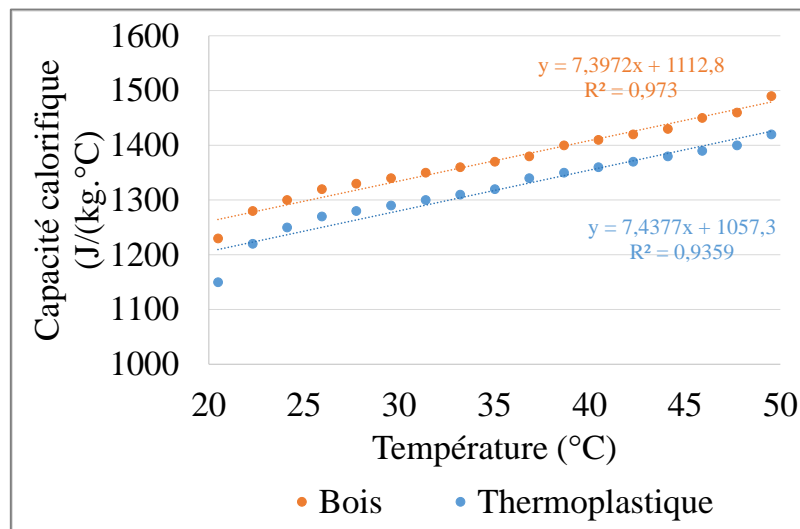


Figure 2. 3: Capacité calorifique en fonction de la température pour les deux dalles

### Conductivité thermique

La mesure de la conductivité thermique des deux dalles a été réalisée par la société NEOTIM. Pour les dalles en bois, la conductivité thermique a été déterminée perpendiculairement à la fibre du bois par la méthode du fil chaud en utilisant un conductimètre (modèle FP2C). Cette méthode consiste à placer une sonde constituée d'un thermocouple et d'un fil résistif entre deux éprouvettes de dalle en bois à caractériser. Une puissance de 0,18 W est imposée à la sonde pendant 40 s et l'évolution de la température est mesurée afin d'obtenir la conductivité thermique apparente. La conductivité thermique des dalles thermoplastiques a été réalisée par la méthode Hot Disk (disque chaud). Une sonde constituée d'une double spirale de nickel posée sur un support isolant en kapton d'un diamètre de 6,4 mm a été positionnée entre deux échantillons de dalles thermoplastiques. Une puissance de 0,3 W a été imposée pendant 3 s. L'élévation de température a été déterminée à partir de la résistance du nickel ce qui a permis d'obtenir ensuite la conductivité thermique des dalles. Le tableau 2.3 montre les conductivités thermiques moyennes ( $\lambda$ ) obtenues à 20°C pour les deux dalles de terrasse.

Tableau 2. 3: Conductivité thermique des deux dalles étudiées

	Dalle en bois	Dalle thermoplastique
$\lambda$ (W/(m.K))	0,157 ( $\pm 0,002$ )	0,495 ( $\pm 0,002$ )

La conductivité thermique des dalles en bois est de 0,157 W/(m.K), ce qui est en accord avec les données de la littérature obtenues pour différentes espèces de pins (entre 0,11 et 0,17 W/(m.K) [192]). Pour les dalles thermoplastiques, la conductivité mesurée est égale à 0,495 W/(m.K) ce qui est supérieure à la conductivité thermique du polypropylène pur (entre 0,11 et 0,22 W/(m.K) [193,194]). Ce résultat est en accord avec les travaux de Ebadi-Dehaghani et coll. [193] et Vakili et coll. [195] qui ont montré qu'ajouter du carbonate de calcium (de conductivité thermique égale à 4,5 W/(m.K) [195]) dans du polypropylène augmentait la conductivité thermique du mélange. Pour une teneur de 15% de CaCO<sub>3</sub>, ces auteurs ont obtenu une conductivité thermique de 0,36 W/(m.K).

### **Masse volumique**

La masse volumique des deux dalles de terrasse a été obtenue à l'aide d'un pycnomètre à eau de 500 cm<sup>3</sup> et d'une balance METTLER d'une précision d'un milligramme. Le pycnomètre a tout d'abord été rempli avec une masse  $m_0$  d'eau distillée de masse volumique notée  $\rho_{eau}$ . Le pycnomètre a ensuite été vidé afin d'y placer les échantillons de dalles. Nous avons utilisé une masse  $m_1$  de 23,9 ( $\pm 1,34$ ) g pour les dalles en bois et de 44,6 ( $\pm 0,28$ ) g pour les dalles thermoplastiques. Le pycnomètre contenant les échantillons de dalles a été rempli d'eau puis pesé afin d'en déduire la masse d'eau et d'échantillon,  $m_2$ . La masse volumique des deux échantillons a ensuite été déterminée à l'aide de l'équation suivante :

$$\rho = \rho_{eau} \frac{m_1}{m_0 - m_2 + m_1} \quad (2.5)$$

Pour chaque échantillon, trois essais ont été réalisés. Les masses volumiques moyennes des dalles sont données dans le tableau 2.4.

Tableau 2. 4: Masses volumiques des deux dalles étudiées

	Dalle en bois	Dalle thermoplastique
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	514,3 ( $\pm 26,7$ )	734,9 ( $\pm 39,9$ )

La masse volumique des dalles en bois est de 514,3 kg/m<sup>3</sup>. Cette valeur est en accord avec les valeurs de la littérature obtenues pour du pin (entre 450 kg/m<sup>3</sup> et 650 kg/m<sup>3</sup> [196]). La masse volumique des dalles thermoplastiques (734,9 kg/m<sup>3</sup>) est supérieure à celle des dalles en bois. D'après les travaux d'Adeosun et coll. [7], la masse volumique des matériaux constitués de polypropylène et de carbonate de calcium est fortement influencée par la teneur en carbonate de calcium. En mettant 10 % de carbonate de calcium, la masse volumique du mélange passe de 675 à 400 kg/m<sup>3</sup>. Entre 10 et 25 % de carbonate de calcium, la masse volumique de l'échantillon augmente jusqu'à 800 kg/m<sup>3</sup> avant de diminuer à nouveau pour atteindre 400 kg/m<sup>3</sup> pour une teneur de 40 % en carbonate de calcium. Dans notre cas, le carbonate de calcium est présent à 53 %. Il est donc difficile de comparer directement nos résultats. Toutefois, la valeur trouvée dans cette étude se situe dans la plage des masses volumiques données par Adeosun et coll. [7].

## Propriétés radiative

L'absorptivité et l'émissivité hémisphérique spectrale ont été déterminées à partir des mesures de la réflectivité directionnelle hémisphérique spectrale  $\tau_\lambda$ , et de la transmittivité directionnelle hémisphérique spectrale  $\rho_\lambda$ . Les mesures de  $\tau_\lambda$  et  $\rho_\lambda$  ont été réalisées par l'entreprise INFLUTHERM<sup>3</sup> (pour une bande spectrale de 0,2 à 19  $\mu\text{m}$  à température ambiante). Pour couvrir toute la bande spectrale, deux appareils ont été utilisés : un spectromètre CARY 5000 (UV-VIS-PIR) couvrant la plage allant de 0,2 à 2,5  $\mu\text{m}$  et un spectromètre CARY 670 (IR) pour la plage de mesure allant de 2,5 à 19  $\mu\text{m}$ . Les mesures ont été réalisées pour les deux types de dalles sur des échantillons de 6 cm par 6 cm pour le bois et de 4,8 cm par 4,8 cm pour le polypropylène (Fig. 2.4).

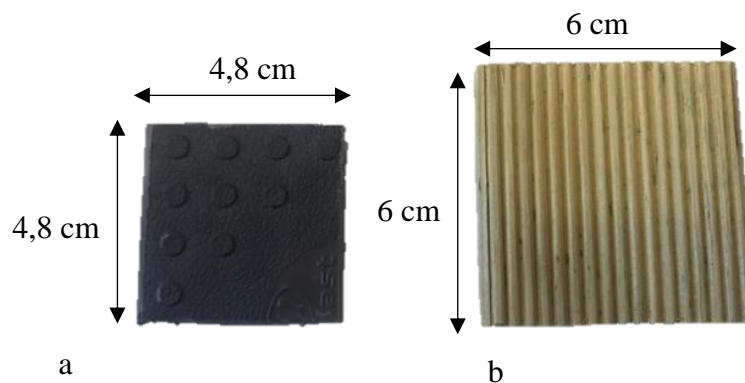


Figure 2. 4: Eprouvette réalisée à partir des dalles a) en thermoplastique, b) en bois

Pour chaque épreuve, une première série de mesure a été effectuée puis les échantillons ont été tournés à 90° afin de réaliser une deuxième série de mesure. Les résultats obtenus correspondent aux moyennes des valeurs des deux séries. La figure 2.5 présente l'évolution de l'absorptivité hémisphérique spectrale  $\alpha_\lambda$  en fonction de la longueur d'onde pour les trois échantillons, obtenue à partir de la relation suivante :

$$\alpha_\lambda = 1 - \tau_\lambda - \rho_\lambda \quad (2.6)$$

Pour les dalles en bois, l'absorptivité spectrale varie de manière significative avec la longueur d'onde. Les dalles de bois ne peuvent donc pas être considérées comme des corps gris. La variation d'absorptivité la plus importante se situe entre 0,2 et 3  $\mu\text{m}$  où les absorptivités spectrales sont comprises entre 0,25 et 0,99 avec une valeur minimale pour une longueur d'onde de 1,3  $\mu\text{m}$ . Entre 3 et 6  $\mu\text{m}$ , l'absorptivité varie également mais reste comprise entre 0,84 et 0,97. Au-dessus de 6  $\mu\text{m}$ , l'absorptivité spectrale varie peu et est en moyenne de 0,96. Ces résultats sont en accord avec les travaux de Chaos [197] et de Gerandi [198] réalisés sur des plaques de bois. Contrairement aux dalles en bois, les dalles thermoplastiques ont une absorptivité spectrale qui varie peu entre 0,2 et 19  $\mu\text{m}$ . Nous avons en effet obtenu des valeurs comprises entre 0,91 et 0,97 avec une valeur moyenne de 0,94. L'absorptivité la plus faible a été mesurée pour une longueur d'onde de 6,4  $\mu\text{m}$ .

<sup>3</sup> INFLUTHERM – 61 Rue Mathieu Dussurgey – Parc Lyon Sud – 69190 Saint-Fons – Tél : 0437478940 – info@influtherm.com

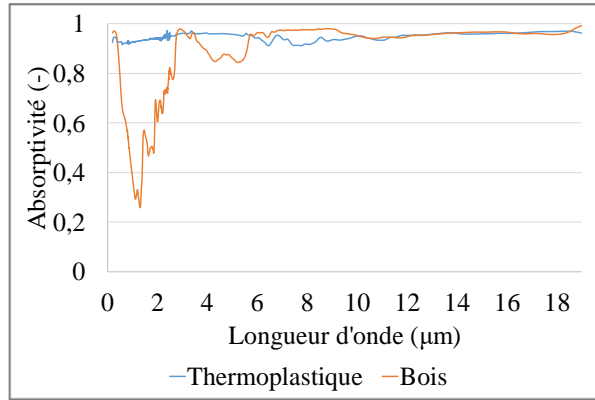


Figure 2. 5: Absorptivité spectrale des dalles de terrasses entre 0,2 et 19  $\mu\text{m}$

A partir des valeurs spectrales, nous avons déterminées l'émissivité effective ( $\varepsilon_{eff}$ ) et l'absorptivité effective ( $\alpha_{eff}$ ) des deux dalles à l'aide des relations suivante [197] :

$$\varepsilon_{eff}(T_{dalle}) = \frac{\int_0^{19} \varepsilon(\lambda_l) L(\lambda_l, T_{dalle}) d\lambda_l}{\int_0^{19} L(\lambda_l, T_{dalle}) d\lambda_l} \quad (2.7)$$

$$\alpha_{eff}(T_{c\hat{o}ne}) = \frac{\int_0^{19} \alpha(\lambda_l) L(\lambda_l, T_{c\hat{o}ne}) d\lambda_l}{\int_0^{19} L(\lambda_l, T_{c\hat{o}ne}) d\lambda_l} \quad (2.8)$$

Où  $\lambda$  est la longueur d'onde en  $\mu\text{m}$  et  $L^0(\lambda_l, T)$  représente la luminance du corps noir en  $\text{W}/\text{m}^3 \cdot \text{sr}$  dont l'expression est donnée par :

$$L^0(\lambda_l, T) = \frac{C_1 \lambda^{-5}}{\exp(\frac{C_2}{\lambda T}) - 1} \quad (2.9)$$

Avec  $C_1 = 2h_p C^2$  et  $C_2 = \frac{h_p c}{k_b}$

Où  $h_p$  est la constante de Planck ( $h_p = 6,6255 \times 10^{-34} \text{ J} \cdot \text{s}$ ),  $c$  est la vitesse de la lumière dans le vide ( $c = 2,998 \cdot 10^8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ),  $k_b$  est la constante de Boltzmann ( $k_b = 1,3805 \times 10^{-34} \text{ J} \cdot \text{K}^{-1}$ ) et  $T$  (K) la température du corps noir prise à la valeur de la température du cône ( $T_{c\hat{o}ne}$ ) ou de la dalle ( $T_{dalle}$ ) suivant le cas. Le tableau 2.5 présente les valeurs des émissivités et des absorptivités effectives obtenues pour les deux dalles en fonction de la température. Pour la dalle en bois, l'émissivité et l'absorptivité diminuent lorsque la température augmente. Pour la dalle thermoplastique, l'émissivité diminue légèrement lorsque la température augmente alors que l'absorptivité est constante pour la plage de température étudiée.

Tableau 2. 5: Emissivité effectives des deux dalles

Emissivité $\varepsilon_{eff}$			Absorptivité $\alpha_{eff}$		
Température de la dalle (°C)	Bois	Thermoplastique	Température du cône (°C)	Bois	Thermoplastique
100	0,932	0,952	350	0,928	0,947
200	0,920	0,944	400	0,923	0,948
300	0,906	0,936	450	0,917	0,949
400	0,892	0,930	500	0,910	0,949
500	0,876	0,927	550	0,903	0,950
600	0,856	0,924	650	0,886	0,950

## 2.1.2 Les copeaux de bois

Afin d'étudier la réaction au feu des dalles de terrasse par allumage par brandons, nous avons utilisé des copeaux de bois en pin pour générer des brandons. L'analyse élémentaire des copeaux, réalisée par le laboratoire d'analyses environnementales SOCOR, est présentée dans le tableau 2.6. Les valeurs pour le carbone, l'hydrogène, l'azote, l'oxygène et les cendres sont données en pourcentage massique. Les pouvoirs calorifiques inférieurs (PCI) et supérieurs (PCS) ont été également mesurés par le laboratoire SOCOR par calorimétrie selon la norme NF EN 15400. Des valeurs de 19,6 MJ/kg et 18,3 MJ/kg ont été obtenues respectivement pour le PCS et le PCI sur sec. La valeur du PCS est en accord avec les résultats mesurés par Ganteaume et coll. [129] pour différents combustibles forestiers (entre 18,87 et 27,65 MJ/kg). Les copeaux de bois utilisés ont un PCS moyen selon la classification proposée par Elvira et coll. [199].

Tableau 2. 6: Analyse élémentaire des copeaux de pin

C (%)	H (%)	N (%)	O (%)	Cendres (%)
49,9	6,06	0,17	42,2	1,6

Comme les brandons produits par les incendies peuvent avoir différentes formes en fonction de la partie des plantes dont ils sont issus (écorces, aiguilles, feuilles ...), plusieurs formes et tailles de copeaux de bois ont été utilisées. Trois classes ont été répertoriées selon la forme des copeaux. Les copeaux de bois de la classe C1 ont une forme carrée (Fig. 2.6). Les copeaux de bois appartenant à la classe C2 ont une forme longitudinale. Enfin, les copeaux de bois de la classe C3 ont une forme rectangulaire et une faible épaisseur. La longueur, la largeur, l'épaisseur et la masse de chaque copeau de bois ont été mesurées à l'aide d'un pied à coulisse, d'un micromètre et d'une balance de précision. Comme nous avons obtenu une large plage de valeurs pour les classes C1 et C2, celles-ci ont été subdivisées en sous-classes. La classe C1 a été divisée en quatre sous-classes (C11, C12, C13 et C14), tandis que la classe C2 a été divisée en trois sous-classes (C21, C22 et C23).

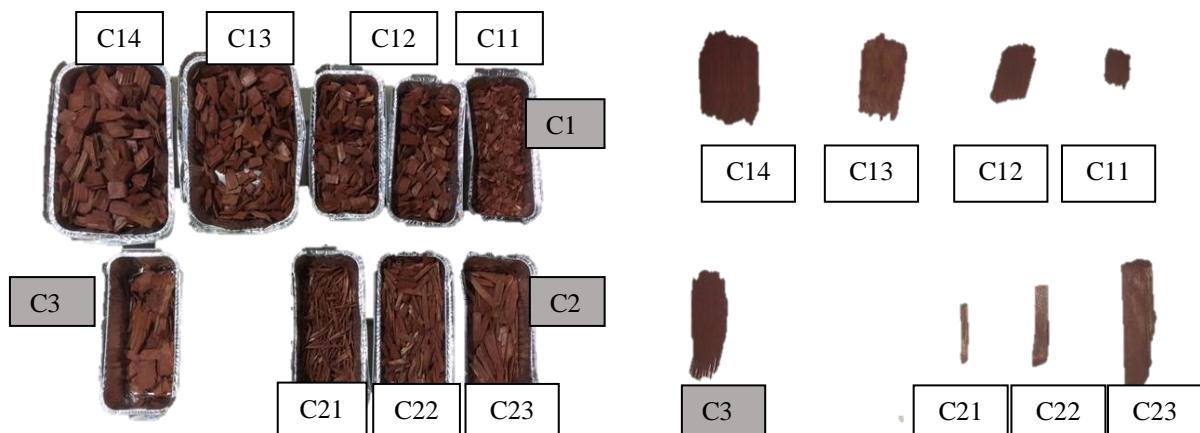


Figure 2. 6: Photographie des copeaux de bois a) par classes et b) un copeau par sous-classe.

Les copeaux de bois appartenant à une même sous-classe étant tous différents, nous avons représenté leurs propriétés géométriques (longueur, largeur et épaisseur) et leur masse selon une loi mathématique. Pour cela, 50 copeaux de bois de chaque sous-classe ont été analysés. Le meilleur accord a été obtenu avec une loi de distribution normale, pour laquelle la fonction de densité de probabilité  $f(x)$  est donnée par:

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right) \quad (2.10)$$

Avec  $\mu$  la moyenne et  $\sigma$  l'écart type. Le tableau 2.7 présente les paramètres statistiques obtenus pour chaque sous-classe. À titre d'exemple, la figure 2.7 présente les résultats obtenus pour les copeaux de bois de la sous-classe C11. Les résultats expérimentaux sont représentés comme une fonction de distribution cumulative, notée  $F$ . La fonction de densité de probabilité associée, notée  $f$ , est également représentée en gris.

Pour les copeaux de bois de la sous-classe C11, la distribution des longueurs est comprise entre 10,48 et 22,80 mm. La valeur moyenne est de 14,44 mm avec un écart type de 2,38 mm. Une différence relative moyenne d'environ 8 % a été trouvée entre les données expérimentales et la fonction  $F$  calculée avec la loi normale (Fig. 2.7.a), ce qui montre un bon accord. La fonction de densité de probabilité montre que 80 % des longueurs sont inférieures à 17 mm. La largeur varie entre 5,42 et 12,40 mm avec une valeur moyenne de 8,90 mm et un écart type de 1,49 mm. Les résultats montrent une bonne concordance entre les distributions numériques et expérimentales avec un écart relatif moyen de 9 %. La distribution d'épaisseur se situe dans une plage allant de 1,05 à 3,54 mm. La valeur moyenne est d'environ 2,10 mm avec un écart type de 0,62 mm. L'écart relatif moyen entre les expériences est d'environ 10 %. La masse présente la variation la plus significative entre les distributions numériques et expérimentales avec un écart moyen de 12 %. Les résultats expérimentaux varient entre 0,02 et 0,22 g et la valeur moyenne est d'environ 0,07 g avec un écart type de 0,03 mm.

Tableau 2. 7: Paramètres statistiques obtenus pour chaque sous-classe de copeaux de bois

Paramètres		Longueur		Largeur		Epaisseur		Masse	
		$\mu$ (mm)	$\sigma$ (mm)	$\mu$ (mm)	$\sigma$ (mm)	$\mu$ (mm)	$\sigma$ (mm)	$\mu$ (g)	$\sigma$ (g)
Sous-classes	C11	14,44	2,38	8,90	1,49	2,10	0,62	0,078	0,036
	C12	26,04	4,96	14,58	2,88	4,89	1,45	0,50	0,19
	C13	30,61	4,28	16,46	2,62	5,36	1,51	0,72	0,21
	C14	36,72	5,65	23,31	3,72	6,44	2,20	1,46	0,52
	C21	29,68	6,89	3,49	1,12	1,83	0,80	0,06	0,04
	C22	32,59	7,12	8,37	1,29	4,37	1,29	0,31	0,11
	C23	63,98	14,19	10,68	3,57	5,05	2,35	1,03	0,66
	C3	38,38	9,96	15,41	5,50	1,85	0,69	0,26	0,14

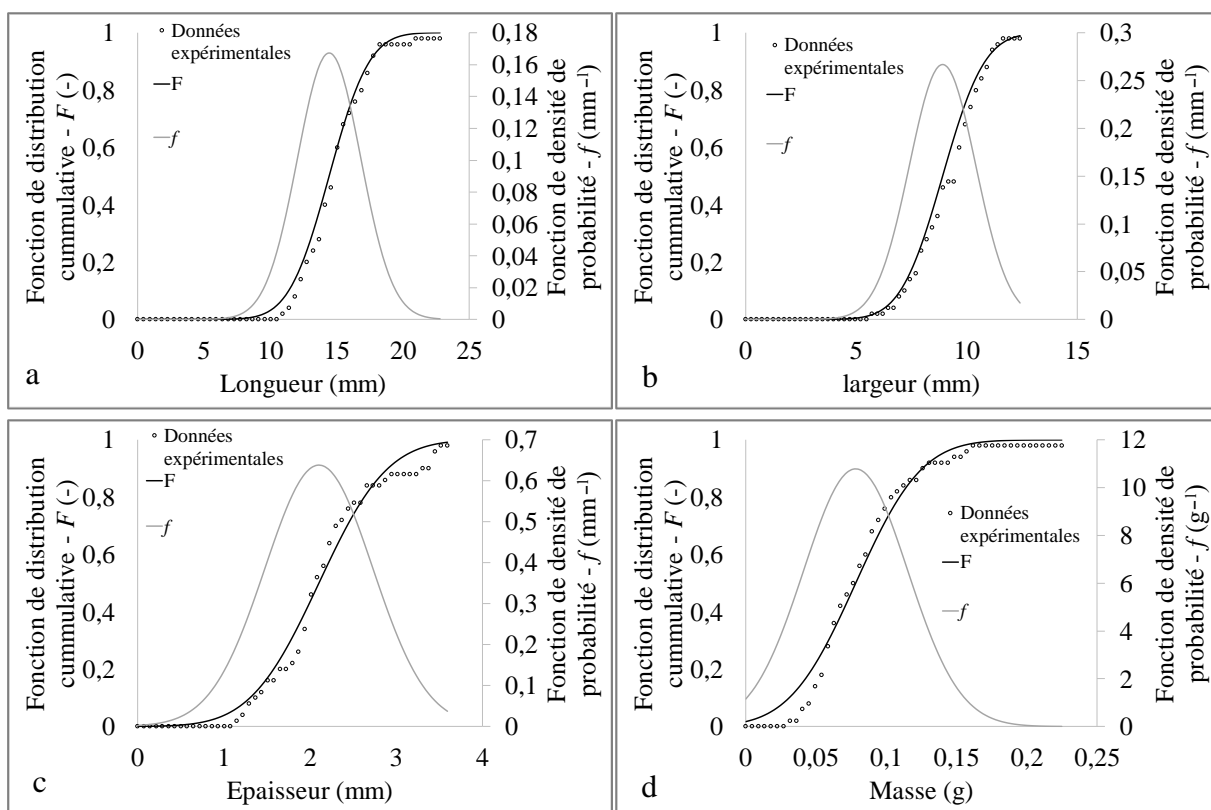


Figure 2. 7: Distribution de a) longueur, b) largeur, c) épaisseur et d) masse pour les copeaux de la sous-classe C11

## 2.1.3 Le ciste

### 2.1.3.1 Familles de particules présentes dans le ciste

Dans un scénario d'incendie en interface forêt/habitat, les constructions sont soumises à des sollicitations thermiques provenant de différentes sources : végétation native et/ou ornementale, foyers secondaires... Parmi la végétation pouvant être présente aux abords des constructions, les haies sont des vecteurs importants de propagation du feu et constituent donc un risque direct pour les habitations [200]. Dans le but d'étudier l'impact d'une telle source sur la dégradation des matériaux de construction, une haie de végétation a été reconstituée à l'aide d'une espèce très fréquente en Méditerranée : le ciste de Montpellier (*cistus Monspeliensis*) (Fig. 2.8a). Il s'agit d'un arbuste dont la hauteur varie de 0,5 à 1,2 m faisant partie de la famille des cistacées. La combustion des arbustes étant fortement influencée par leurs propriétés structurales, une campagne de caractérisation a été réalisée au cours du mois de septembre 2020 à Corte (Fig. 2.8b).

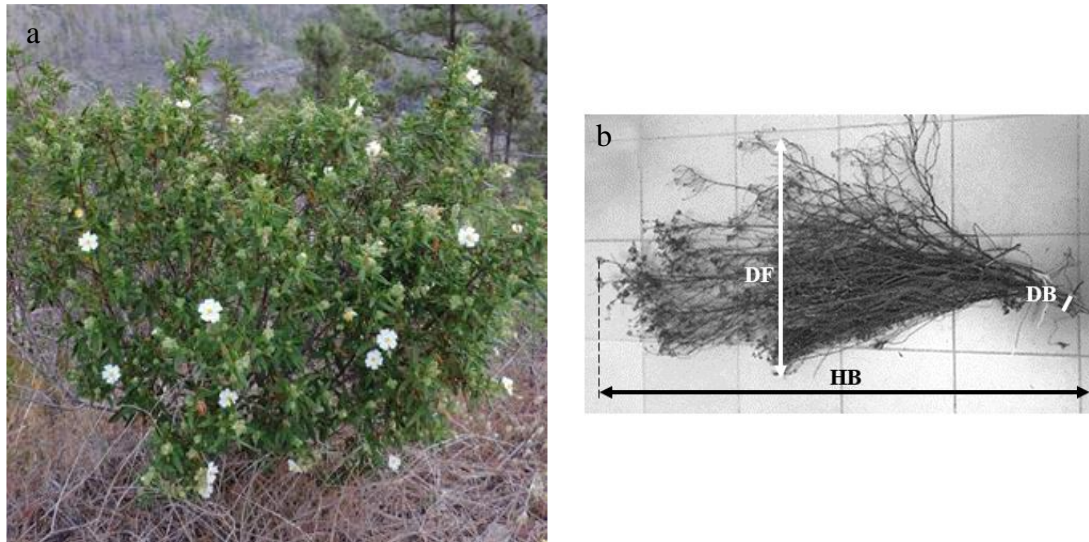


Figure 2. 8: Photographie a) d'un ciste de Montpellier à l'état naturel et b) des branches récoltées

14 branches ont ainsi été prélevées sur différents arbustes pour avoir un lot représentatif de plusieurs individus et placées à l'étuve à 105°C pendant 48 h. Les dimensions de chaque branche ont été mesurées avec un pied à coulisse et un micromètre. Le diamètre de la branche (DB) a été défini comme le plus petit diamètre à la base de la branche (Fig. 2.8b). Le diamètre des brindilles et des feuilles (DF) correspond au plus grand diamètre obtenu au niveau du feuillage. Enfin, la hauteur de branche (HB) a été définie comme la plus grande longueur entre la base et le sommet de la branche. En moyenne, nous avons obtenu 2 ( $\pm 0,07$ ) cm pour DB, 27 ( $\pm 13$ ) cm pour DF, 79 ( $\pm 10$ ) cm pour HB et 114,56 ( $\pm 44,28$ ) g pour le masse de la branche.

Par la suite, les branches ont été découpées suivant les classes de particules identifiées par Morandini et coll. [54] :

- Les feuilles
- Les brindilles de diamètre inférieur à 2 mm
- Les brindilles de diamètre compris entre 2 et 4 mm
- Les brindilles de diamètre compris entre 4 et 6 mm
- Les brindilles de diamètre supérieur à 6 mm

La masse sèche de chaque classe de particule a alors été mesurée à l'aide d'une balance de précision. Le tableau 2.8 représente la répartition massique de chaque classe de particule au sein des branches en adoptant la notation suivante :

$$\Gamma_k = \frac{m_{ks}}{m_s} \quad (2.11)$$

avec  $\Gamma_k$ , le pourcentage massique de la classe k dans la branche,  $m_{ks}$  la masse sèche de la classe de particule k dans la branche et  $m_s = \sum_k m_{ks}$ , la masse de la branche sèche. Ainsi, nous pouvons considérer qu'une branche de ciste est en moyenne composée de 21,44 ( $\pm 8,42$ ) % de feuilles, de 14,31 ( $\pm 2,68$ ) % de particules de la classe 0-2 mm, de 27,49 ( $\pm 5,81$ ) % de particules de la classe 2-4 mm, de 17,02 ( $\pm 6,65$ ) % de particules de la classe 4-6 mm et de 20,03 ( $\pm 8,82$ ) % de particules de la classe avec un diamètre supérieur à 6 mm.



Tableau 2. 8: Répartition massique des classes de particules en pourcentage

$\Gamma_{\text{feuilles}}$	$\Gamma_{0-2 \text{ mm}}$	$\Gamma_{2-4 \text{ mm}}$	$\Gamma_{4-6 \text{ mm}}$	$\Gamma_{>6\text{mm}}$
21,44 ( $\pm 8,42$ )	14,31 ( $\pm 2,68$ )	27,49 ( $\pm 5,81$ )	17,02 ( $\pm 6,65$ )	20,03 ( $\pm 8,82$ )

Les volumes des branches ont été calculés afin d'obtenir la masse volumique apparente des branches telle que :

$$\rho_b = \frac{m_s}{V} \quad (2.12)$$

avec  $\rho_b$  la masse volumique apparente d'une branche et  $V$  le volume du cône tronqué ( $0,02 \pm 0,002 \text{ m}^3$ ). Nous avons ainsi obtenu une charge moyenne de  $8,33 (\pm 3,29) \text{ kg/m}^3$  pour les branches de cistes. Cette valeur est en accord avec les valeurs moyennes obtenues par Morandini et coll. (2019).

### 2.1.3.2 Propriétés physico-chimiques et géométriques des particules

Les pouvoirs calorifiques inférieurs (PCI) et supérieurs (PCS) ont été mesurés par le laboratoire SOCOR par calorimétrie selon la norme NF EN 15400 pour chaque classe de particules. Les valeurs obtenues sont présentées dans le tableau 2.9. Nous notons que le pouvoir calorifique des brindilles varie peu avec leur diamètre. Les valeurs mesurées pour les feuilles sont légèrement supérieures. Ces résultats sont similaires à ceux obtenus par Leonelli [16] et Tramoni [15] (18 841 et 18 217 pour les feuilles et les brindilles de ciste respectivement contre 18 749 pour les feuilles et en moyenne 18 130 pour les brindilles dans notre étude). L'analyse élémentaire, la masse volumique et le rapport surface/volume des feuilles et des brindilles de ciste ont été extraits de précédents travaux de l'Université de Corse [15,16,54]. Concernant l'analyse élémentaire, le tableau 2.9 présente les valeurs pour le carbone, l'hydrogène, l'oxygène et les cendres en pourcentage massique. Pour chaque classe de particule, le carbone est l'élément prépondérant. L'oxygène est le deuxième composé le plus abondant. L'hydrogène est présent en quantité beaucoup plus faible. Nous notons que la proportion de ces éléments est sensiblement identique pour les brindilles et les feuilles de ciste. La quantité de cendres représente environ 0,7% de la masse initiale pour les feuilles et des brindilles de ciste. Pour compléter ces données, l'analyse de la teneur en résidu carbonneux a été réalisée par le Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces<sup>4</sup> par analyse thermogravimétrique. Pour cela, les particules ont été broyées sous forme de poudre et séchées à l'étuve à 105°C pendant 48h. Des masses d'environ 15 mg de chaque broyat ont été placées dans une thermobalance METTLER TOLEDO. Les échantillons ont été chauffés entre 30°C et 800°C avec une vitesse de chauffage de 5°C/min. Les expériences ont été effectuées sous atmosphère inerte obtenue avec de l'azote dont le débit a été fixé à 30 mL/min. La quantité de résidu carbonneux représente 28% et 26 % de la masse initiale des feuilles et des brindilles. En moyenne, le résidu carbonneux représente donc 27 % la masse initiale des branches de ciste. Ce résultat est en accord avec les travaux de Morandini et coll. [54] sur un arbuste de ciste. Concernant la masse volumique et le

<sup>4</sup> Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces – UMR CNRS 5615 Université Claude Bernard Lyon 1 – Bâtiment Chevreul – 6 Rue Victor Grignard – 69622 Villeurbanne – 04 72 43 15 70

rapport surface/volume, nous retrouvons une valeur de 478 kg/m<sup>3</sup> et de 2081 m<sup>-1</sup> respectivement pour les feuilles. Concernant les brindilles, nous retrouvons une moyenne de 961 kg/m<sup>3</sup> pour la masse volumique et des valeurs comprises entre 400 et 1733 m<sup>-1</sup> pour le rapport surface/volume. Le rapport surface/volume varient donc de manière significative suivant la classe de particules considérée. En effet, il diminue lorsque le diamètre des brindilles augmente.

Tableau 2. 9: Propriétés physico-chimiques et géométriques des particules issues d'un ciste

	Feuilles	Brindilles			
		0-2 mm	2-4 mm	4-6 mm	6-25 mm
C (%)	48,5	49,4			
H (%)	5,8	5,4			
O (%)	44,3	44,8			
N (%)	0,6	0,3			
Cendre (%)	0,7	0,7			
Résidu carbonneux (%)	28	28,1	25	23,8	25
PCI (J/g sec)	18 749	18 497	17 970	17 991	18 062
PCS (J/g sec)	19 963	19 691	19 176	19 163	19 255
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	478	961			
Rapport surface/volume (m <sup>-1</sup> )	2081	1733	1000	666	400

## 2.1.4 La frisure de bois

### 2.1.4.1 Analyse physico-chimique

Afin d'étudier la phénoménologie d'un front de flamme se propageant au travers d'une litière avec et sans pente, de la frisure de bois réalisée à partir de pin a été utilisée. L'avantage de ce type de combustible est qu'il est peu coûteux, disponible en grande quantité et composé de la même essence. L'analyse chimique de la frisure de bois a été réalisée par le laboratoire d'analyses environnementales SOCOR<sup>5</sup> suivant les normes NF EN 15407 et ISO 1171. Le tableau 2.10 présente les pourcentages massiques de carbone, d'hydrogène, d'azote et d'oxygène mesurés ainsi que la teneur en cendres obtenue par calcination à 550°C. Le carbone est l'élément prépondérant dans la composition élémentaire de la frisure avec des teneurs de 51,4 %. L'oxygène est le deuxième composé le plus abondant avec des teneurs proches de 42,0 %. L'hydrogène et l'azote sont présents en quantité beaucoup plus faibles. Ces résultats sont similaires à ceux obtenus par Viana et coll. [177] sur du pin maritime avec des teneurs en carbone autour de 50 %, des teneurs en oxygène autour de 40 % et des teneurs en hydrogène autour de 6 %. Les pouvoirs calorifiques inférieurs (PCI) et supérieurs (PCS) ont également été mesurés par le laboratoire SOCOR par calorimétrie selon la norme NF EN 15400. Des valeurs de 20,247 MJ/kg et 18,966 MJ/kg ont été obtenues respectivement pour le PCS et le PCI.

Tableau 2. 10: Analyse élémentaire de la frisure de bois et teneurs en cendres

C (%)	H (%)	N (%)	O (%)	Cendres (%)
51,4	6,21	0,24	41,7	0,5

<sup>5</sup> SOCOR, Rue Barack Obama – ZAC du Luc – 59187 DECHY – Tél : 0327943370 – contact@socor.fr

La mesure de la capacité calorifique de la frisure a été réalisée par la société CALNESIS<sup>6</sup> dans un microcalorimètre Setaram microDSC 3 Evo avec une cellule en acier inoxydable fermée. Une rampe de température de 1°C/min a été appliquée entre 15 et 50°C. La calibration de l'appareil a été effectuée en mesurant la capacité calorifique de l'eau sur la même gamme de température. L'incertitude expérimentale pour ce type de mesure est estimée à 3 %. La figure 2.9 présente les capacités calorifiques obtenues. La capacité calorifique varie entre 1500 et 1760 J/(kg.°C).

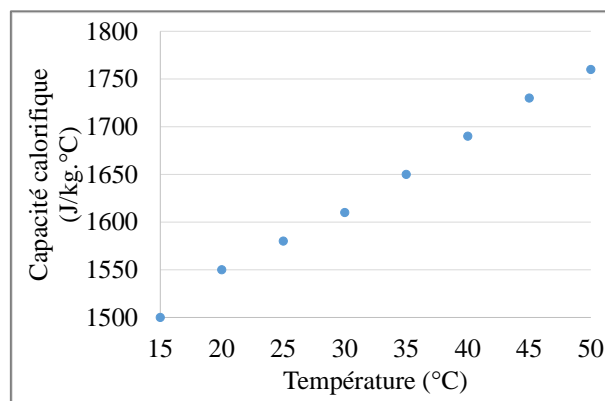


Figure 2. 9: Capacité calorifique en fonction de la température pour la frisure de bois

Pour compléter ces données, l'analyse de la teneur en matières volatiles, en résidu charbonneux et en cendres a été réalisée. Le pourcentage massique du taux de cendres a été mesuré par le laboratoire SOCOR<sup>7</sup> par calcination à 550°C. Le taux de résidu charbonneux et le taux de matières volatiles ont été déterminés par le Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces<sup>8</sup> à partir d'une analyse thermogravimétrique. La frisure a été broyée sous forme de poudre et séchée dans une étuve à 105°C pendant 48h. Une masse de 12,26 mg a été placée dans une thermobalance METTLER TOLEDO. Les échantillons ont été chauffés entre 30°C et 900°C avec une vitesse de chauffage de 10°C/min. Les expériences ont été effectuées sous atmosphère inerte obtenue avec de l'azote dont le débit a été fixé à 30 mL/min. Le tableau 2.11 présente les résultats obtenus. La quantité de cendres représente 0,5% de la masse initiale. Quant aux matières volatiles et au résidu charbonneux, ils représentent respectivement 81,0 et 18,5 % de la masse initiale. Ces résultats sont en accord avec les travaux de Viana et coll. [177] avec des teneurs en cendres variant de 0,22 à 1,97 %, des teneurs en matière volatiles comprises entre 79,4 et 85,7 % et un taux de résidu charbonneux variant de 14 à 18,7 %.

Tableau 2. 11: Analyse de la teneur en matières volatiles, en résidu charbonneux et en cendres de la frisure en pourcentage massique

Matières volatiles (%)	Résidu charbonneux (%)	Cendres (%)
81,0	18,5	0,5

<sup>6</sup> CALNESIS, ICCF chimie 7 – 24 Avenue Blaise Pascal – 63 170 AUBIERE – Tél : 06 20 51 49 46

<sup>7</sup> SOCOR, Rue Barack Obama – ZAC du Luc – 59187 DECHY – Tél : 0327943370 – contact@socor.fr

<sup>8</sup> Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces – UMR CNRS 5615 Université Claude Bernard Lyon 1 – Bâtiment Chevreul – 6 Rue Victor Grignard – 69622 Villeurbanne – 04 72 43 15 70

### 2.1.4.2 Masse volumique et rapport surface/volume

La masse volumique et le rapport surface/volume de la frisure de bois ont été déterminés à partir de 100 échantillons. Les brins de frisure ont été découpés (Fig. 2.10). Puis leur longueur, leur largeur, leur épaisseur et leur masse ont été mesurées à l'aide d'un pied à coulisse, d'un micromètre et d'une balance de précision. Compte tenu de la géométrie de la frisure, nous avons assimilé nos échantillons à des parallélépipèdes.

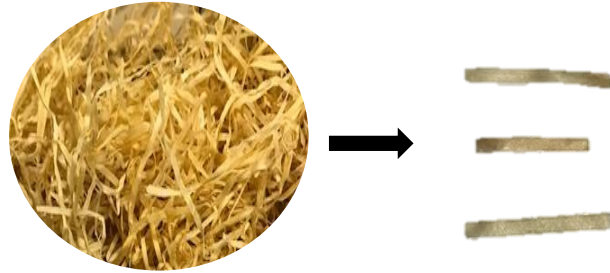


Figure 2. 10: Photographie des échantillons de frisure de bois découpés

Le rapport surface/volume a été calculé à l'aide de l'équation suivante :

$$\sigma_{sv} = 2 \times \left( \left( \frac{1}{L} \right) + \left( \frac{1}{l} \right) + \left( \frac{1}{e} \right) \right) \quad (2.13)$$

Avec  $L$ , la longueur,  $l$  la largeur,  $d$  le diamètre et  $e$  l'épaisseur de chaque échantillon. La masse volumique ensuite été déterminée comme suit :

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (2.14)$$

avec  $m$  la masse de l'échantillon et  $V$  son volume.

Nous avons représenté ces deux propriétés géométriques selon une loi mathématique. Le meilleur accord a été obtenu avec une loi de distribution normale, pour laquelle la fonction de densité de probabilité  $f(x)$  est donnée par l'équation Eq. 2.10. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 2.12 et sur la figure 2.11. Les résultats expérimentaux sont représentés comme une fonction de distribution cumulative, notée  $F$ . La fonction de densité de probabilité associée, notée  $f$ , est également représentée en orange. Concernant la masse volumique, la distribution est comprise entre 245,7 et 655,44 kg/m<sup>3</sup>. La valeur moyenne est de 446,28 kg/m<sup>3</sup> avec un écart type de 89,21 kg/m<sup>3</sup>. Ces résultats sont cohérentes avec les données recensées dans la littérature pour le pin qui donne des valeurs comprises entre 391 et 570 kg/m<sup>3</sup> [201,202,202]. Une différence relative moyenne d'environ 14 % été trouvée entre les masses volumiques expérimentales et celles calculées par la loi normale (Fig. 2.11a), ce qui montre un bon accord. Le rapport surface/volume varie entre 6467,12 et 13617,64 m<sup>-1</sup> avec une valeur moyenne de 10268,9 m<sup>-1</sup> et un écart type de 1398,98 m<sup>-1</sup>. Les résultats montrent une bonne concordance entre les distributions numériques et expérimentales avec un écart relatif moyen de 27 %. Ces résultats sont plus élevés que les rapports surface/volume recensés dans la littérature pour le pin qui sont compris entre 3057 et 7377 m<sup>-1</sup> [34].

Tableau 2. 12: Paramètres statistiques obtenus pour la frisure de bois

Paramètres	Masse volumique		Rapport surface/volume	
Loi de distribution	Normale		Normale	
Paramètres de la loi de distribution	$\mu$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\sigma$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\mu$ (m <sup>-1</sup> )	$\sigma$ (m <sup>-1</sup> )
	446,28	89,213	10 268,9	1 398,98

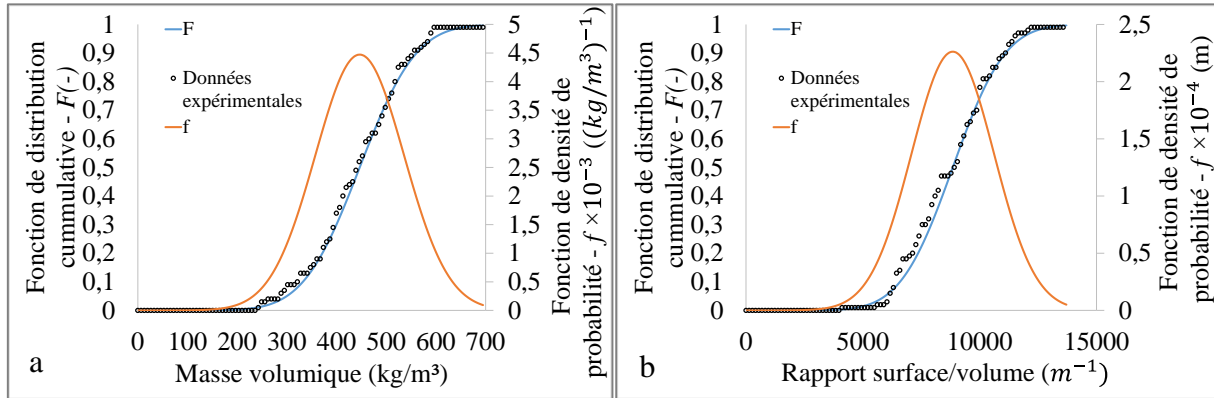


Figure 2. 11: Distribution de a) la masse volumique et b) du rapport surface/volume

## 2.2 Matériels utilisés à l'échelle du laboratoire

### 2.2.1 Cône calorimètre

A l'échelle matériau, les expériences de réaction au feu des dalles de terrasse face à une source radiative ont été réalisées en utilisant un cône calorimètre FTT® (Figure 2.12). Ce dispositif répondant à la norme ISO 5660, permet d'étudier le comportement au feu d'un matériau dans des conditions d'inflammabilité contrôlées. Il est constitué des éléments suivants :

- Un cône chauffant permettant de chauffer un échantillon avec une densité de flux constante pouvant atteindre 100 kW/m<sup>2</sup>.
- Un fluxmètre total refroidi à l'eau placé à 25 mm du bord inférieur du cône permettant de mesurer la valeur de la densité de flux incidente avant chaque expérience.
- Une cellule de pesée d'une précision de 0,1 g avec une fréquence d'échantillonnage égale à 1 Hz.
- Un allumeur piézo-électrique permettant de créer une étincelle et ainsi d'obtenir un allumage piloté.
- Une hotte de surface d'extraction 41 × 41 cm<sup>2</sup>.
- Un conduit d'extraction des gaz de combustion avec un débit volumique d'extraction de 24 L/s.
- Un laser He-Ne (0,5 mV) émettant à une longueur d'onde de 633 nm.
- Des analyseurs de gaz infrarouge non dispersif (IRND) permettant d'analyser le monoxyde et le dioxyde de carbone.
- Un analyseur paramagnétique pour analyser le dioxygène.

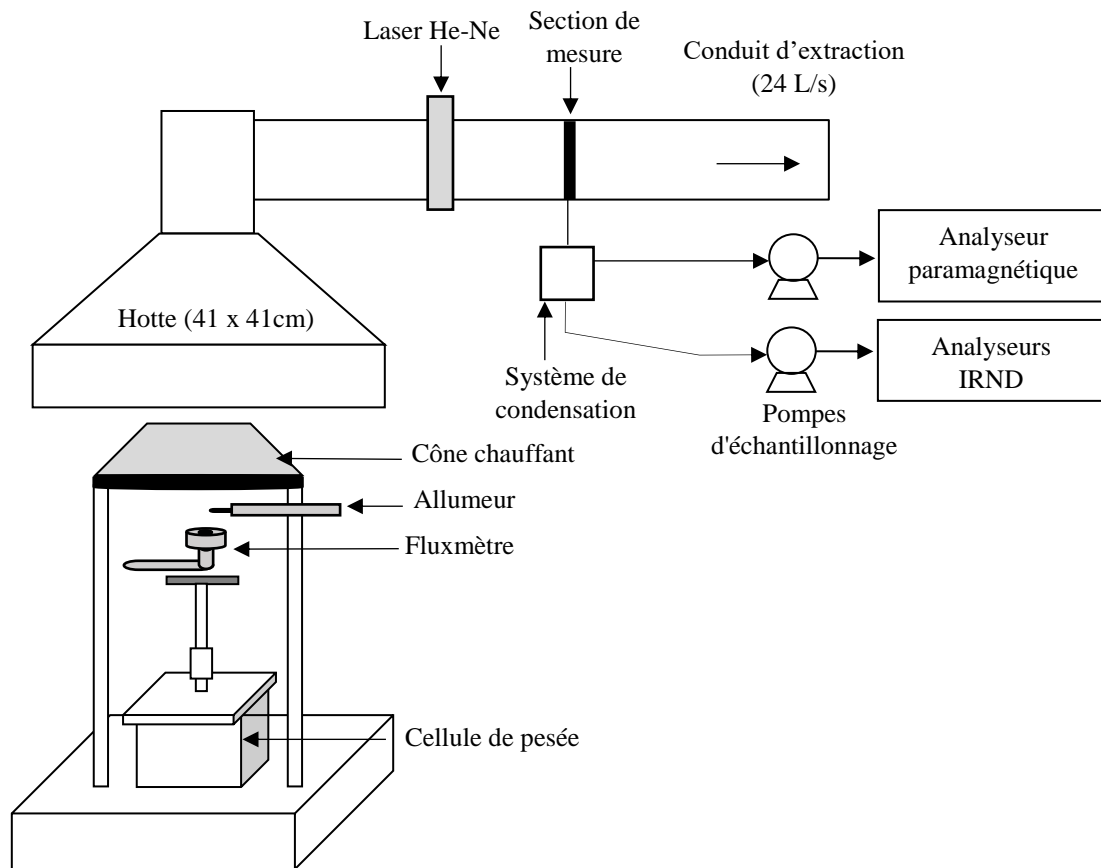


Figure 2. 12: Schéma du cône calorimètre

### 2.2.2 LSHR

Les études à l'échelle produit ont été effectuées avec un calorimètre grande échelle aussi appelé Large Scale Heat Release Rate Calorimeter (LSHR) de marque FTT® (Fig. 2.13). Il est composé des éléments suivants :

- Une hotte de  $3 \times 3$  m<sup>2</sup>.
- Un conduit d'extraction des gaz de combustion avec un débit volumique d'extraction de 1 m<sup>3</sup>/s.
- Un laser He-Ne (0,5 mV) émettant à une longueur d'onde de 633 nm.
- Un analyseur IRND et un analyseur paramagnétique communs au cône calorimètre.
- Une cellule de pesée avec une portée de 200 kg et une précision de 3 g complète le dispositif expérimental.

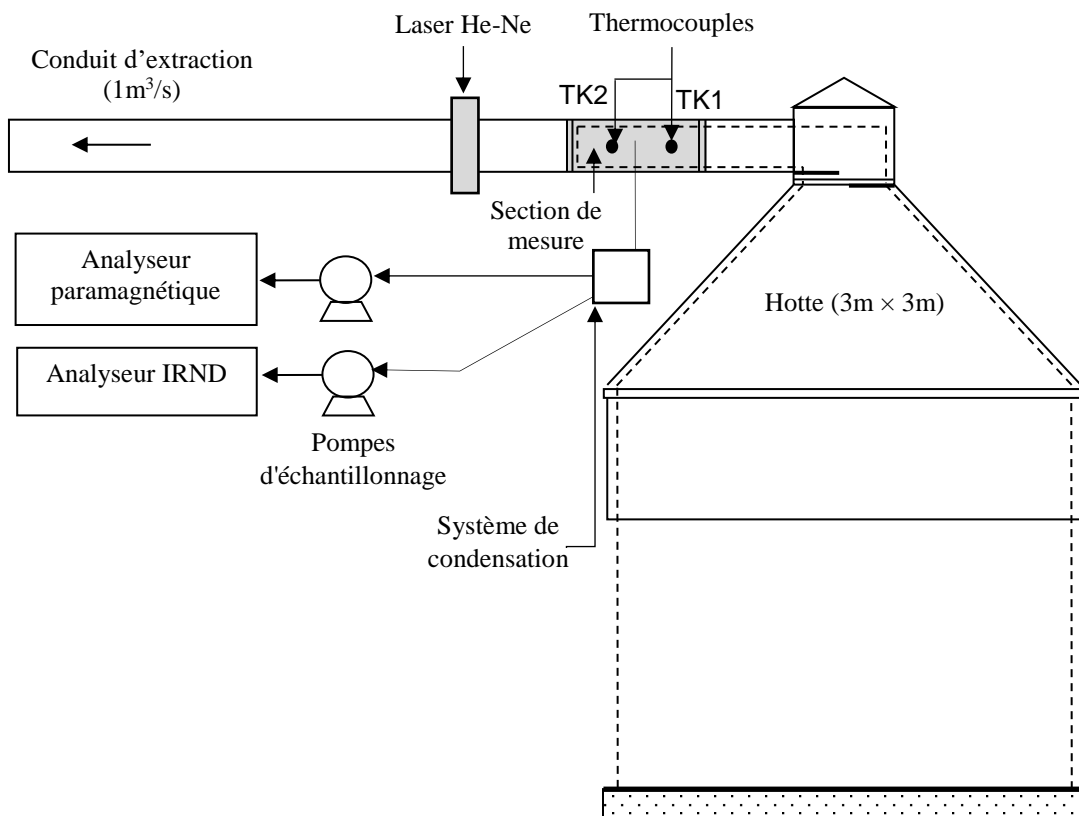


Figure 2. 13: Schéma du LSHR

### 2.2.3 Le panneau rayonnant radiant

A l'échelle produit, nous avons utilisé comme source rayonnante un panneau radiant à gaz (Fig. 2.14). Le panneau est composé d'un brûleur radiant en fibre métallique simple face mesurant  $500 \times 500 \text{ mm}^2$ , d'un caisson en inox, d'une alimentation arrière, d'un mélangeur complet torche N°2 160/100 – 55 kW alimenté sous 1 bar de propane, d'une vanne de barrage gaz, d'une vanne de sécurité à thermocouple simple clapet avec thermocouple rigide et d'un support thermocouple flexible tressé inox de 3 m.



Figure 2. 14: Photographie du panneau radiant

## 2.2.4 Instrumentation

Afin d'étudier l'évolution de la température pendant la combustion des matériaux, nous avons utilisé une caméra infrarouge FLIR de type T650SC possédant une résolution de  $640 \times 480$  pixels dont la gamme de détection varie entre 7,5 et 13  $\mu\text{m}$  (Tableau 2.13). Elle est étalonnée sur une plage de température allant de  $-40^\circ\text{C}$  à  $2000^\circ\text{C}$  pour trois gammes distinctes :  $-40^\circ\text{C}$  à  $150^\circ\text{C}$ ,  $100^\circ\text{C}$  à  $650^\circ\text{C}$  et  $300^\circ\text{C}$  à  $2000^\circ\text{C}$ . La précision de mesure est de  $\pm 1^\circ\text{C}$  quelle que soit la gamme de température utilisée, pour des températures ambiantes comprises entre 10 et  $36^\circ\text{C}$ . La fréquence d'acquisition de la caméra a été fixée à 7,5 Hz. Un corps ayant une température supérieure au zéro absolu, c'est-à-dire  $-273,15^\circ\text{C}$  émet un rayonnement électromagnétique proportionnel à sa température à la puissance 4. Une partie de ce rayonnement est le rayonnement infrarouge qui peut être divisé en trois gammes (Norme ISO 20473 :2007) : l'infrarouge proche entre 0,78 et 3,0  $\mu\text{m}$ , l'infrarouge moyen entre 3,0 et 50  $\mu\text{m}$  et l'infrarouge lointain entre 50 et 5 mm. L'imagerie thermique utilise principalement des bandes spectrales correspondant au proche et au moyen infrarouge. Le rayonnement infrarouge est ensuite focalisé par une lentille sur des éléments de détection appelé bolomètres. Ces capteurs ont pour rôle de convertir l'énergie du rayonnement électromagnétique absorbée en un signal électrique. Une conversion analogique-numérique permet d'afficher la température du corps observé à l'écran. L'enregistrement des données a été effectué à l'aide du logiciel Research IR data.

Tableau 2. 13: Caractéristiques de la caméra thermique

Caractéristiques	Grandeurs
Dimensions (mm)	$143 \times 195 \times 95$
Masse (kg)	1,3
Marque/Modèle	FLIR/T650SC
Résolution (pixels)	$640 \times 480$
Fréquence d'acquisition (Hz)	{ 7,5 ; 15 ; 30 }
Gamme de détection ( $\mu\text{m}$ )	[ 7,5 ; 13 ]
Pas du détecteur ( $\mu\text{m}$ )	17
Paramètre de résolution spatiale (mrad)	0,69
Gamme de température ( $^\circ\text{C}$ )	[-40 ; 2000]
Objectifs IR (mm)	18

Pour observer le déroulement des expériences, nous avons utilisé des caméras visibles (SONY Digital Handycam DCR PC 103 E) avec une fréquence de 25 images par seconde.

Pour mesurer les flux pendant les expériences, des fluxmètres radiatifs (MEDTHERM 64P-02-24T) ont été placés autour du dispositif. Les fluxmètres sont équipés d'un capteur de type gardon d'émissivité 0.92 et d'un système de refroidissement par circulation de liquide (eau) Afin d'empêcher l'arrivée du flux convectif émis par le front de la flamme, les fluxmètres sont de plus équipés d'une fenêtre saphir (gamme de longueurs d'onde 0,2 – 5,5  $\mu\text{m}$ ). La plage de mesure varie entre 0 et  $20 \text{ kW/m}^2$  et possède une incertitude de mesure de  $\pm 3\%$ , soit une incertitude maximale de  $\pm 1,5 \text{ kW/m}^2$ . Des fluxmètres totaux (MEDTHERM GTW-10-32-485) ont également été utilisés. Ils sont également équipés d'un capteur de type gardon d'émissivité 0.92 et d'un système de refroidissement par circulation de liquide (eau). La plage de mesure varie entre 0 et  $100 \text{ kW/m}^2$  et possède une incertitude de mesure de  $\pm 3\%$ , soit une incertitude maximale de  $\pm 3 \text{ kW/m}^2$  pour les fluxmètres totaux.



## 2.3 Protocoles expérimentaux

### 2.3.1 Etude de la réaction au feu des dalles de terrasse : cas d'une source radiative

#### 2.3.1.1 Echelle matériau

L'étude de la réaction au feu des dalles de terrasse face à une source radiative à l'échelle matériau a été réalisée à l'aide du cône calorimètre. Les dalles étant trop grandes pour être directement placées sous le cône chauffant, celles-ci ont été découpées en échantillons de plus petite taille. Afin de respecter la géométrie des lattes en bois, nous avons découpée des échantillons de  $60 \times 60 \times 11,5 \text{ mm}^3$  (Fig. 2.15). Pour conserver la même surface exposée (à savoir  $36 \text{ cm}^2$ ) pour les deux dalles, des échantillons thermoplastiques de  $72,5 \times 72,5 \times 12,6 \text{ mm}^3$  ont été découpées, du fait de la présence de trous.

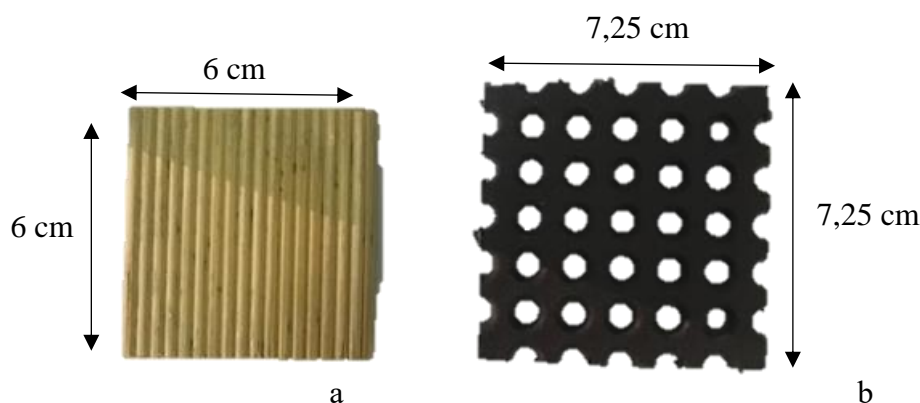


Figure 2. 15: a) Dallette en bois b) Dallette thermoplastique - utilisées pour les expériences à l'échelle matériau

Avant chaque expérience, les dallettes en bois ont été placées dans une étuve à  $60^\circ\text{C}$  pendant 24 heures pour retirer l'humidité, puis pesées. Les masses initiales étaient de  $21,3 (\pm 1,5) \text{ g}$  pour les dallettes en bois et  $48,8 (\pm 1,9) \text{ g}$  pour les dallettes thermoplastiques. Les dallettes ont ensuite été déposées sur de la laine céramique puis disposées dans un porte échantillon de  $10 \times 10 \text{ cm}^2$  en acier inoxydable grillagé. L'influence du porte-échantillon a été étudiée et est présenté en annexe B. Les dallettes avec leur porte échantillon ont été positionnées sur la cellule de pesée, à 25 mm du bord inférieur du cône chauffant. L'allumeur piézo-électrique a été disposé à mi-hauteur entre la surface de l'échantillon et l'élément chauffant afin d'obtenir un allumage piloté. Pour chaque expérience, trois répétitions minimum ont été effectuées. Les conditions ambiantes (température, humidité et pression) ont été mesurées pour chaque test.

L'étude de la réaction au feu des dallettes a été réalisée en s'appuyant sur deux critères : l'inflammabilité et la combustibilité [203]. L'inflammabilité a été caractérisée par le temps d'allumage et la densité de flux critique d'allumage. Le temps d'allumage a été déterminé de manière visuelle. Il correspond au temps séparant le début d'exposition de la dallette du moment où une flamme soutenue apparaît. Pour déterminer la densité de flux critique d'inflammation, nous avons exposé les dallettes à différentes densités de flux en commençant par une valeur de  $35 \text{ kW/m}^2$ . La densité de flux a ensuite été diminuée jusqu'à une valeur ne conduisant pas à

l'allumage pour un délai de chauffe de 20 min selon la norme ISO 5560. La valeur obtenue a été désignée comme étant la densité de flux critique. Dans le cas des dalles en bois, différentes teneurs en eau ont été étudiées : 0%, 10% et 30%. Les teneurs de 0 et 10 % ont été sélectionnées car elles sont représentatives de conditions estivales. Pour cette saison, les dalles exposées au soleil ont une teneur proche de 0%. Par contre à mi-saison, la teneur en eau des dalles est de l'ordre de 10%. La teneur de 30% a été choisie car d'après la littérature, la réaction au feu des matériaux varie souvent au-delà de cette valeur [204].

La combustibilité a été étudiée en se basant sur la mesure de la perte de masse des dallettes, sur la durée des différentes phases de combustion et sur la puissance dégagée lors de leur combustion (HRR). Pour caractériser les différentes phases de la combustion, nous avons relevé pour chaque expérience le temps de résidence de flamme,  $t_{fl}$ , qui correspond au temps séparant l'allumage de l'extinction de la flamme. Nous avons également mesuré la durée de combustion sans flamme,  $t_{sm}$ , qui correspond au temps entre l'extinction de la flamme et l'extinction totale des dallettes,  $t_f$ . Le HRR a été mesuré par calorimétrie par consommation d'oxygène grâce à la relation suivante (le détail des calculs est présenté en annexe C.1) :

$$HRR = E(\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2}) - (E_{CO} - E)(\Delta\dot{m}_{O_2})_{CO \rightarrow CO_2} \quad (2.15)$$

où  $E$  est l'énergie dégagée par kg de  $O_2$  consommé. Ce dernier a été calculée d'après l'équation de la réaction complète à la stœchiométrie, tel que :

$$E = \frac{PCI M_{fuel}}{n_{O_2} M_{O_2}} \quad (2.16)$$

où le PCI est le pouvoir calorifique inférieur des échantillons (19 042 J/g pour les dalles en bois et 20 628 J/g pour celles en thermoplastique),  $n_{O_2} = x + \frac{y}{4} - \frac{z}{2}$  ( $x = 4,28$ ,  $y = 6,31$  et  $z = 2,54$  pour les dalles en bois et  $x = 3,95$ ,  $y = 6,99$  et  $z = 0,98$  pour celles en thermoplastique) et  $M_{fuel}$  représente la masse molaire du combustible. Avec ces données, la valeur de  $E$  est estimée à 13,0 MJ/kg pour les dallettes en bois et à 12,39 MJ/kg pour les dallettes thermoplastiques.

Pour les deux échantillons,  $\dot{m}_{O_2}^0$  et  $\dot{m}_{O_2}$  représentent respectivement les débits massiques de  $O_2$  dans l'air entrant et dans le conduit d'extraction et  $E_{CO}$  est l'énergie libérée par la masse unitaire de  $O_2$  consommée pour la combustion du CO en  $CO_2$ . La variation du débit massique de  $O_2$  consommé par la combustion du CO est donnée par :

$$(\Delta\dot{m}_{O_2})_{CO \rightarrow CO_2} = \frac{1-\phi}{2} \frac{X_{CO}^A}{X_{O_2}^A} \frac{M_{O_2}}{M_a} \dot{m}_a X_{O_2}^{A0} \quad (2.17)$$

Où  $X$  représente la fraction molaire,  $M_{O_2}$  et  $M_a$  sont la masse molaire de l'oxygène et de l'air entrant,  $\dot{m}_a$  est le débit massique de l'air entrant, l'index  $A$  correspond aux gaz mesurés dans l'analyseur après séchage et  $\phi$  est le facteur de consommation donné par :

$$\phi = \frac{(\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2})}{\dot{m}_{O_2}^0} \quad (2.18)$$

Après développement des calculs, le HRR peut être calculé avec l'expression suivante [205] :

$$HRR = \left( E\phi - (E_{CO} - E) \frac{1-\phi}{2} \frac{X_{CO}^A}{X_{O_2}^A} \right) \frac{\dot{m}_e}{1+\phi(\alpha-1)} \frac{M_{O_2}}{M_a} (1 - X_{H_2O}^0) X_{O_2}^{A0} \quad (2.19)$$

Où  $\dot{m}_e$  est le débit massique des gaz d'extraction (déterminé avec un diaphragme),  $\alpha$  est le facteur d'expansion ( $\alpha = 1,105$ ). La fraction molaire a été mesurée avec un analyseur de gaz

infrarouge non dispersif (NDIR) pour le CO et le CO<sub>2</sub> et avec un analyseur paramagnétique pour O<sub>2</sub>.

Trois grandeurs associées au HRR ont été considérées : le pic de puissance (PHRR) qui correspond à la valeur maximale du HRR enregistrée durant les expériences, le temps auquel survient ce maximum,  $t_{PHRR}$ , et l'énergie totale dégagée lors de la combustion, THR définie par :

$$THR = \int_0^{t_f} HRR . dt \quad (2.20)$$

L'efficacité de la combustion  $\chi$  est également un paramètre qui a été considéré dans ce travail de thèse pour compléter la description de la combustion. Elle est définie comme étant le rapport entre l'énergie de combustion dégagée  $THR$  (kJ) et l'énergie maximale que pourrait dégager le combustible  $\Delta E_{max}$  (kJ) :

$$\chi = \frac{THR}{\Delta E_{max}} \quad (2.21)$$

Le taux de production de fumée a été mesuré à l'aide du laser He-Ne présent sur le cône calorimètre et a été obtenu par l'équation suivante :

$$SPR = k\dot{V} \quad (2.22)$$

Où  $\dot{V}$  est le débit volumique dans le conduit d'extraction et  $k$  le coefficient d'extinction calculé selon la loi de Beer-Lambert :

$$k = \frac{1}{L} \ln \left( \frac{I_0}{I} \right) \quad (2.23)$$

$L$  est la longueur du trajet optique ( $L = 0,114$  m) dans le conduit d'extraction,  $I_0$  est l'intensité du faisceau laser mesurée par le détecteur de compensation et  $I$  est l'intensité du faisceau laser transmis à travers les produits de combustion.

Nous avons désigné par PSPR le pic du taux de production de fumée.

Le SPR permet de calculer la surface d'extinction des fumées (SEA) qui correspond à la quantité de fumées produite par kg de combustible brûlé, d'après les formules suivantes :

$$SEA = \frac{k\dot{V}}{\dot{m}_{fuel}} \quad (2.24)$$

$$m_s = \int_0^T \left( \frac{k\dot{V}}{\sigma_s} \right) dt \quad (2.25)$$

où  $\dot{m}_{fuel}$  est le débit massique du combustible et  $\sigma_s$  représente la surface d'extinction spécifique par unité de masse de suies.

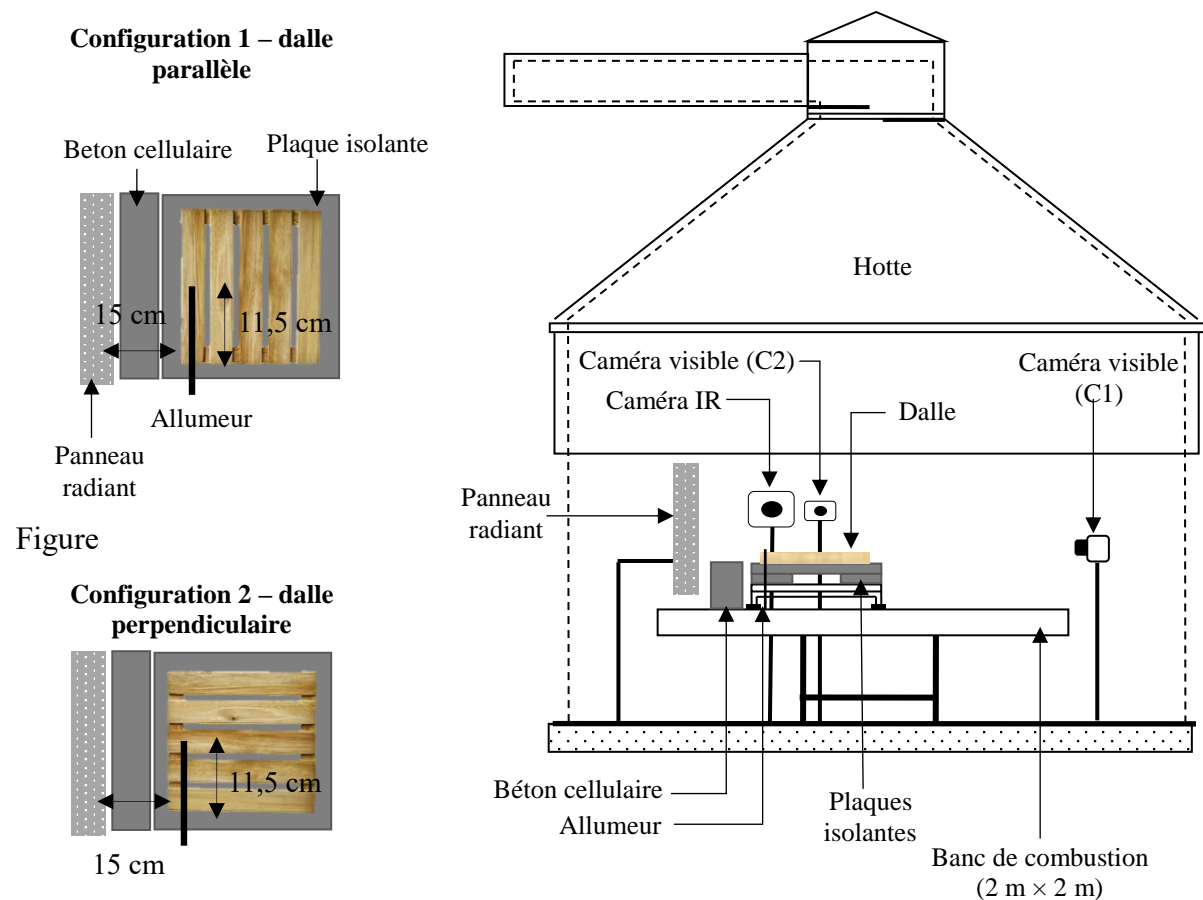
Afin d'étudier la température au moment de l'allumage des échantillons de dalles, nous avons utilisé la caméra infrarouge FLIR T650SC. Elle a été positionnée sur le côté du dispositif à une distance de 1 m des échantillons avec une inclinaison de 35°. Concernant l'émissivité des dalles, nous avons utilisé une valeur correspondant à la moyenne des données expérimentales (tableau 2.5). Enfin, la température apparente réfléchie a été fixée à 20°C. L'inclinaison de la caméra et la température apparente réfléchie ont été fixées suite à une étude préalable réalisée

par G. Gerandi [198]. La température des échantillons de dalle a été obtenue en considérant une surface de 1 cm<sup>2</sup> placée au centre des échantillons en-dessous de l'allumeur.

### 2.3.1.2 Echelle produit

L'étude de la réaction au feu des dalles de terrasse à l'échelle produit a été réalisée sous le LSHR. Le chauffage des dalles a été réalisé par le brûleur radiant (500 × 500 mm<sup>2</sup>) au propane. L'annexe E présente l'étude préliminaire effectuée pour définir le positionnement des différents éléments (dalles et brûleur) afin d'obtenir la densité de flux souhaitée à la surface des dalles. Le brûleur a été positionné verticalement à 15 cm des dalles comme présenté sur la figure 2.16. Pour obtenir un allumage piloté, un allumeur piezo-electrique a été positionné à 25 mm au-dessus des dalles et à 11,5 cm du bord des dalles. La perte de masse a été mesurée par une cellule de pesée avec une précision de 3 g. Cette dernière a été protégée de la chaleur à l'aide de plaques isolantes en silicate de calcium et en béton cellulaire d'une épaisseur totale de 8 cm positionnées sur le plateau de la cellule et d'une plaque de béton cellulaire placées entre le brûleur radiant et la cellule de pesée.

Les dalles de bois étant composées de différentes lames, nous avons étudié l'influence de leur orientation sur leur comportement au feu. Deux configurations ont ainsi été étudiées (Figure 2.16). Pour la configuration 1 (appelée par la suite « dalle parallèle »), les dalles ont été positionnées de façon à ce que les lames soient parallèles au brûleur. Pour la configuration 2 (appelée par la suite « dalle perpendiculaire »), les dalles ont été disposées pour que les lames soient perpendiculaires au brûleur.



2. 16: Schéma du dispositif expérimental

Avant chaque expérience, les dalles en bois ont été placées à l'étuve à 60°C pendant 24 h. Les dalles thermoplastiques n'ont pas été mises à l'étuve. La puissance du brûleur a été réglée en faisant varier la pression d'arrivée du propane afin d'obtenir la densité de flux désirée au niveau de la face avant de la dalle. Les dalles ont ensuite été disposées sur le système isolant à 15 cm du brûleur. L'inflammabilité et la combustibilité des dalles ont été étudiées en utilisant les mêmes critères qu'à l'échelle matériau. La seule différence avec l'échelle précédente se situe au niveau du flux critique. En effet pour déterminer ce paramètre, nous avons fait décroître la densité de flux à partir de 40 kW/m<sup>2</sup> jusqu'à ce qu'aucun allumage n'ait lieu pour un délai de 40 min après exposition. En effet, les essais préliminaires réalisés sous le calorimètre nous ont montré que des allumages pouvaient se produire pour des temps supérieurs à 20 min dans le cas de faible densité de flux. Le HRR a également été mesuré par calorimétrie par consommation d'oxygène à l'aide des expressions suivantes :

$$HRR = \frac{E\rho_0 M_{O_2}}{M_{air}} (1 - X_{H_2O}^0) X_{O_2}^{A_0} \dot{V}_{s,298} \left( \frac{\phi}{(1-\phi)+\alpha\phi} \right) \quad (2.26)$$

$$\dot{V}_{s,298} = \frac{22,4Ak_t}{k_p} \sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}} \quad (2.27)$$

$$\phi = \frac{X_{O_2}^{A_0}(1-X_{CO_2}^A) - X_{O_2}^A(1-X_{CO_2}^{A_0})}{X_{O_2}^{A_0}(1-X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \quad (2.28)$$

où  $X$  représente la fraction molaire,  $\rho_0$  la densité de l'air sec à 298 K et 1 atm,  $\dot{V}_{s,298}$  le débit volumique standard dans le conduit d'extraction,  $\alpha = 1,105$  est le facteur d'expansion pour la fraction d'air dépourvue de son oxygène. L'exposant 0 correspond à l'air entrant.  $A$  est l'aire de la section du conduit d'extraction,  $k_t$  est une constante déterminée par calibration avec un brûleur au propane,  $k_p = 1,108$  est une constante relative à une sonde de McCaffrey utilisée pour mesurer le débit volumique d'extraction,  $\Delta P$  est la chute de pression au niveau de la sonde et  $T_s$  la température des gaz dans le conduit d'extraction. Le détail des calculs menant aux équations 2.25 à 2.27 est donné en Annexe C.2. Pour chaque expérience, au moins trois répétitions ont été effectuées.

L'évolution de la température de surface des dalles a été mesurée à l'aide d'une caméra infrarouge (FLIR T650SC) positionnée sur le côté du dispositif à une distance de 1 m des dalles avec une inclinaison de 20°. Les émissivités des dalles ont été prises égales à la moyenne des données expérimentales (tableau 2.5). La température de surface au moment de l'allumage a été obtenue en considérant une surface de 1 cm<sup>2</sup> placée en-dessous de l'allumeur. Trois répétitions ont été réalisées pour chaque dalle et chaque configuration.

Pour visualiser la combustion des dalles, deux caméras visibles ont été utilisées (Fig. 2.17) :

- La première caméra (C1) a été placée sur le côté du dispositif à 1 m de la dalle pour enregistrer la vitesse de propagation du front de flamme.
- La seconde caméra (C2) a été positionnée à 1 m de l'extrémité de la dalle en face du brûleur afin de mesurer la hauteur du front de flamme en fonction du temps.

Avant chaque expérience, des mires ont été positionnées au niveau des dalles afin de calculer les facteurs de mise à l'échelle horizontaux et verticaux pixels-centimètres. Pour la détermination de la vitesse du front de flamme, la mire a été placée au milieu de la dalle. Pour la hauteur de flamme, deux mires ont été utilisées afin de prendre en compte la perspective. La première a été placée à l'extrémité côté brûleur. La seconde a été positionnée à l'autre extrémité côté caméra. A l'aide d'un programme développé sous MATLAB®, la vitesse et la hauteur du

front de flamme ont été calculées. Pour cela, les images des films ont été extraites à une fréquence de 1 image par seconde. Ensuite, un seuillage des images à partir des niveaux de couleur RVB a été réalisé afin d'obtenir des images en noir et blanc : les pixels de couleur blanche correspondent à la flamme et les pixels noirs au reste de l'image (Fig. 17). La vitesse moyenne du front de feu au court du temps a été calculée à partir de la position la plus avancée du front au cours du temps, obtenue avec la caméra C1.

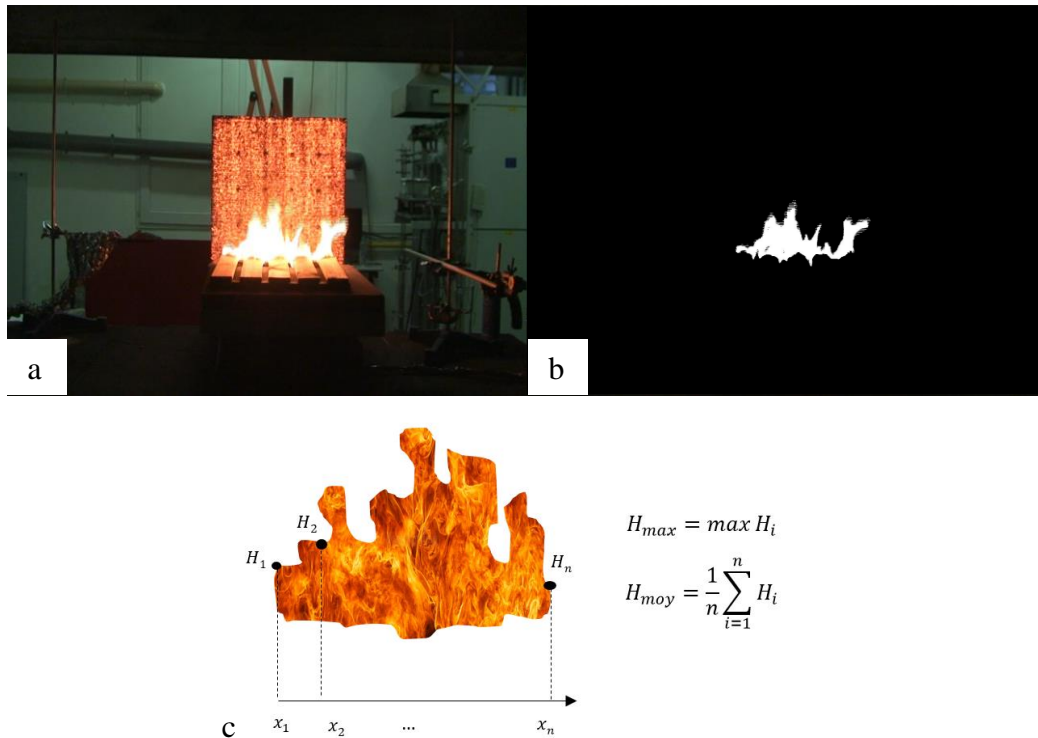


Figure 2. 17: Seuillage des images vidéo a) Image extraite d'un film b) Image après seuillage c) Calcul des hauteurs maximales et moyennes

La hauteur de flamme au cours du temps a été calculée à partir des images issues de la caméra C2 pour toutes les positions du front. Elle a été obtenue en calculant, pour chaque position considérée de la zone blanche (front de flamme), la différence entre les coordonnées verticales du point le plus haut et d'un point de référence à la surface de dalle. Nous avons ainsi obtenu pour chaque position  $x_i$ , une hauteur  $H_i$ . La hauteur maximale de la flamme  $H_{max}$  correspond au maximum des  $H_i$ . La hauteur de la flamme moyenne  $H_{moy}$  correspond à la moyenne des  $H_i$ .

## 2.3.2 Etude de la réaction au feu des dalles de terrasses : cas des brandons

### 2.3.2.1 Générations des brandons

Les brandons ont été créés à partir des copeaux de bois décrits dans le paragraphe 1.2. Pour cela, les copeaux de bois ont d'abord été séchés à l'étuve à 60°C pendant 48 heures. Ensuite, un copeau de bois de chaque sous-classe (à l'exception des sous-classes C11 et C21, cf. Annexe F) a été disposé sous le cône calorimètre dans un porte-échantillon afin que sa surface supérieure soit à 25 mm du bord inférieur du cône chauffant. Le cône a été réglé à une

température de 650 °C, ce qui correspond à une densité de flux radiatif de 35 kW/m<sup>2</sup>. L'allumeur piézoélectrique a été placé à mi-hauteur entre le cône chauffant et le copeau afin d'avoir un allumage piloté. Pour les copeaux des sous-classes C11 et C21, 10 copeaux de bois ont été utilisés pour permettre un allumage (cf. Annexe E). Une fois allumés, les brandons ont été retirés du cône calorimètre et placés dans un récipient d'eau pour arrêter la combustion (Fig. 2.18). Ils ont ensuite été séchés à l'étuve à 60°C pendant 48 heures afin d'éliminer l'eau puis pesés. Leur longueur, largeur et épaisseur ont également été mesurées. Pour chaque sous-classe, 50 brandons ont été analysés. Ces résultats seront présentés dans la chapitre 4. Nous verrons notamment dans la section 4.2 du chapitre 4, que les brandons utilisés sont représentatifs de la réalité des incendies de forêt et également des feux de structures.

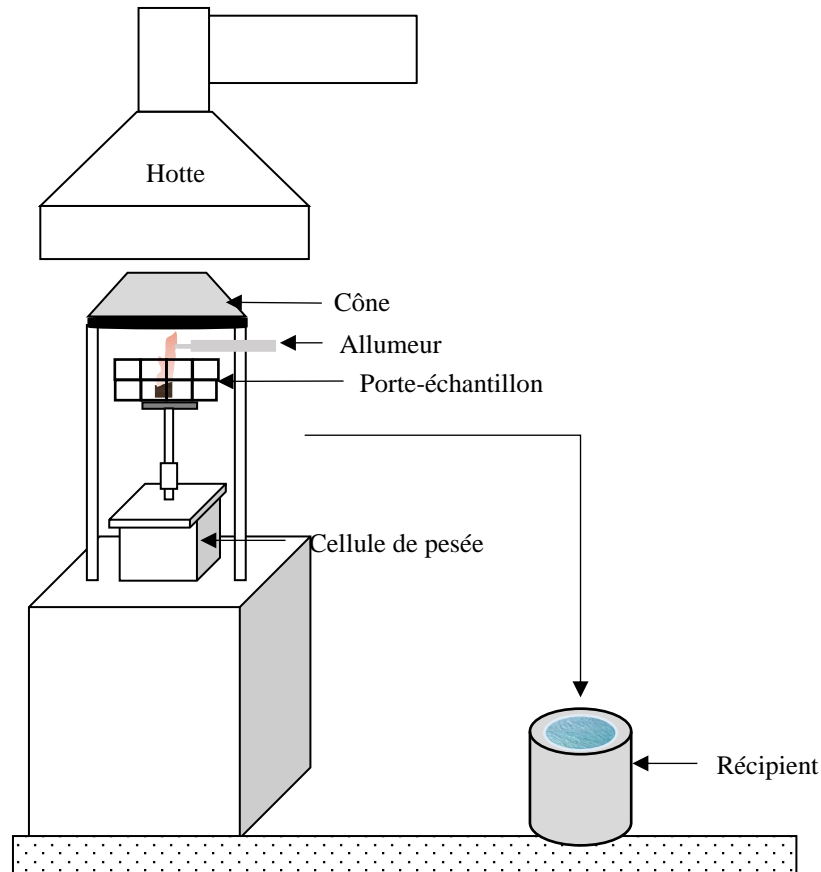


Figure 2. 18: Schéma du dispositif expérimental pour la caractérisation des brandons

### 2.3.2.2 Détermination des conditions critiques d'allumage

L'étude de l'allumage des dalles avec les brandons a été réalisée en deux étapes. Tout d'abord, l'influence de la position des brandons sur l'allumage de la dalle a été analysée. Ensuite, la masse minimale et le nombre de brandons nécessaires pour enflammer les dalles ont été déterminés. Pour ces deux étapes, la même procédure a été utilisée. Les dalles de terrasse ont été positionnées sur une plaque en céramique isolante et placées sous la hotte du LSHR. Les brandons ont été générés à partir des copeaux de bois avec le cône calorimètre (Fig. 2.19) comme présenté dans le paragraphe précédent. Puis le porte-échantillon avec les brandons enflammés a été retiré du cône juste après leur allumage. Enfin, les brandons ont été placés manuellement au niveau des dalles. Lors des incendies, les brandons peuvent être enflammés

ou incandescents. Les deux cas de figure (les brandons incandescents ont été obtenus en soufflant sur les brandons enflammés) ont été considérés pour étudier l'influence de l'état des brandons sur leur propension à enflammer les dalles.

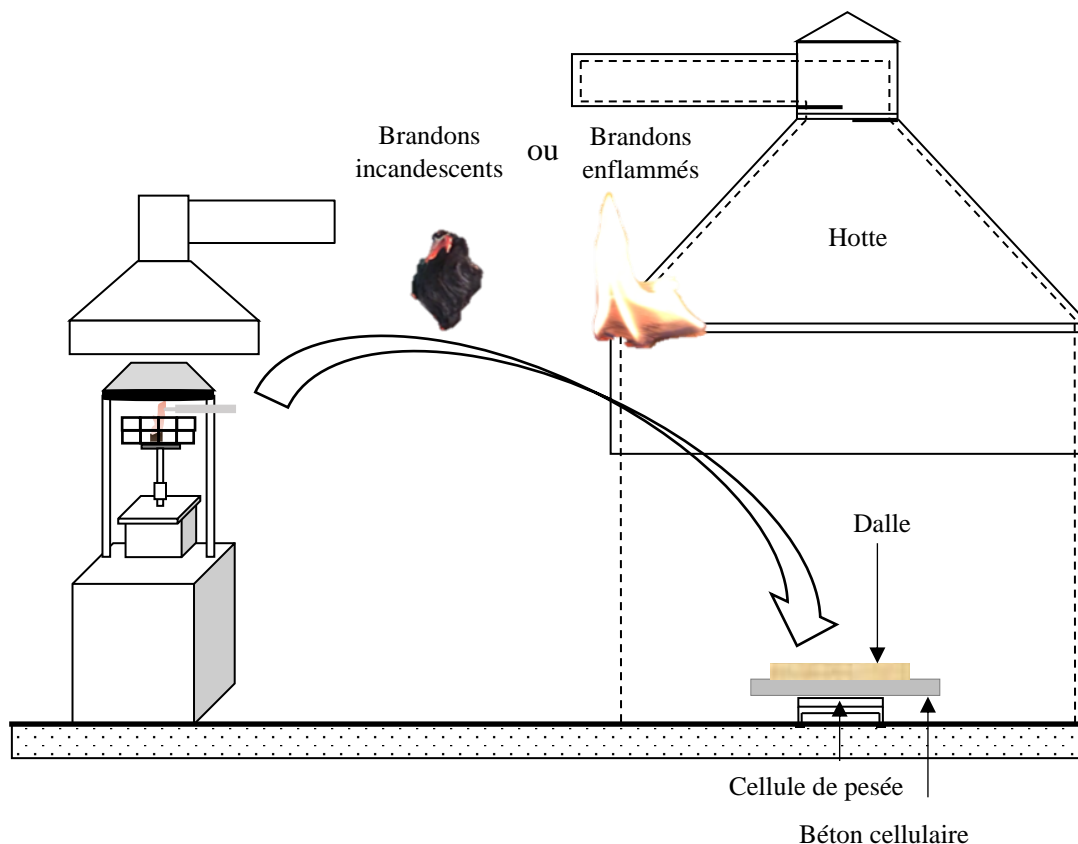


Figure 2. 19: Dispositif expérimental pour la détermination des positions critiques d'allumage

Pour l'étude de l'influence de la position des brandons sur l'allumage des dalles, seuls des brandons obtenus à partir de la sous-classe C14 ont été utilisés. L'étude de la réaction au feu des copeaux de bois présentée en Annexe F a en effet démontré que cette sous-classe avait la plus forte aptitude à maintenir la flamme. Pour chaque type de dalle, plusieurs positions ont été testées. Pour les dalles en bois, les brandons ont été positionnés soit en surface, soit au bord de la dalle, soit entre les interstices soit contre le pied de la dalle. Pour les dalles thermoplastiques, les brandons ont été positionnés en surface, contre le pied de la dalle ou sous les contours de la dalle. Pour chaque position testée, un seul brandon a d'abord été utilisé. En cas de non inflammation, le nombre de brandons a été augmenté jusqu'à atteindre une masse de 50 g (correspondant à environ 45 brandons). Lorsque plusieurs brandons ont été utilisés, ces derniers ont été disposés en tas afin d'accumuler les sources d'énergie. Les positions pour lesquelles l'allumage de la dalle s'est produit correspondent aux positions critiques.

Une fois les positions critiques identifiées, la masse minimale et le nombre de brandons nécessaires pour enflammer les dalles ont été déterminés. Dans un premier temps, un seul brandon enflammé a été utilisé pour chaque sous-classe et positionné sur la dalle aux positions critiques. En cas de non inflammation, le nombre de brandons a été augmenté jusqu'à ce que l'inflammation de la dalle se produise. Le nombre minimal de brandons enflammés permettant l'allumage a été appelé nombre critique et la masse correspondante (enregistrée avec le cône juste avant le retrait des brandons) a été définie comme la masse critique. Pour chaque configuration, au moins trois répétitions ont été effectuées.



### 2.3.2.3 Étude de la combustion des dalles après allumage

La combustion des dalles après leur allumage par les brandons a ensuite été étudiée. Pour chaque configuration, au moins trois répétitions ont été effectuées. L'inflammabilité a été caractérisée en se basant sur le temps d'allumage déterminé de manière visuelle. La combustibilité a été étudiée à l'aide des mêmes grandeurs que pour l'étude de la réaction au feu des dalles face à une source radiative (perte de masse, HRR, PHRR, THR, temps de résidence de flamme, durée de combustion sans flamme, durée totale de la combustion et efficacité de la combustion). Trois caméras visibles (Fig. 2.20) ont été utilisées afin de suivre la propagation de la flamme sur la dalle après l'allumage :

- La première caméra (C1) a été positionnée à 1 m de l'extrémité de la dalle afin de mesurer la hauteur du front de flamme en fonction du temps.
- La seconde caméra (C2) a été placée sur le côté du dispositif à 1 m de la dalle pour enregistrer la vitesse de propagation du front de flamme
- La troisième caméra (C3) a été positionnée au-dessus de la dalle, avec une inclinaison de 35° afin d'analyser la progression du front de flamme

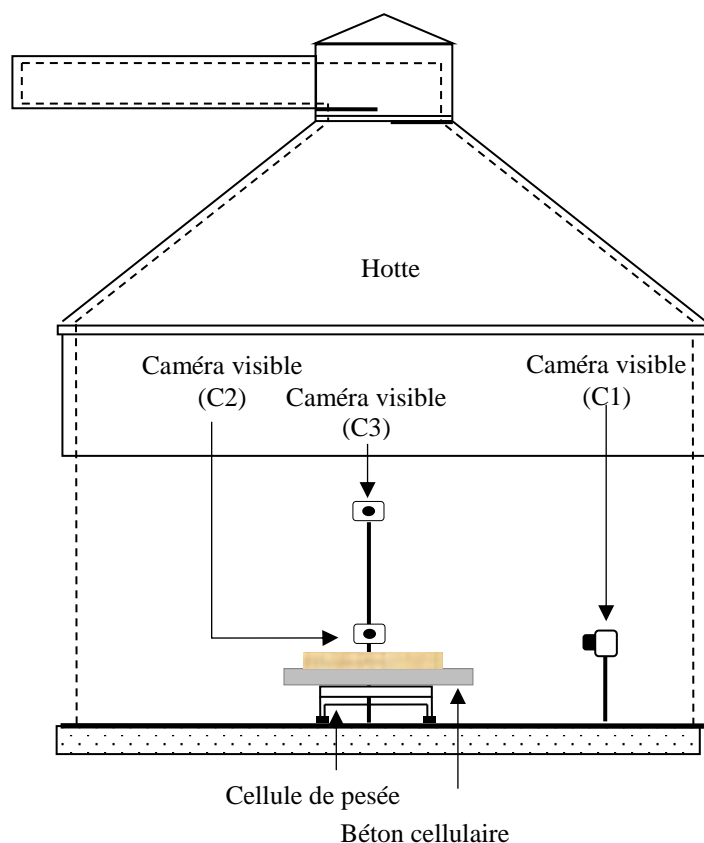


Figure 2. 20: Dispositif expérimental pour la réaction au feu des dalles avec des brandons

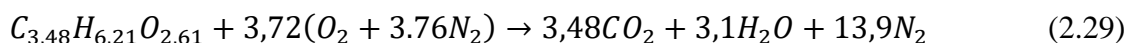
### 2.3.3 Etude de la propagation d'un feu de litière en pente

Une série d'expérimentations effectuées sous le LSHR a été réalisée afin d'étudier la propagation d'un feu modèle pour une strate herbacée en pente. De la frisure de bois a été utilisée comme combustible. Avant chaque expérience, la frisure a été placée dans une étuve à 60°C pendant 24 h puis a été déposée de manière homogène sur un banc de combustion en béton cellulaire incliné à 20°. Le lit de frisure de bois mesurait 2 m de long sur 0,5 m de large. Deux charges ont été considérées : 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup> ce qui a conduit à des hauteurs de frisure de 8 et 16 cm, respectivement. Le tableau 2.14 résume les conditions expérimentales des expériences avec la frisure de bois. La teneur en eau a été calculée sur la base de la masse sèche et correspond à une moyenne des valeurs expérimentales des trois expériences réalisées pour chaque configuration. La hauteur de combustible fournie dans ce tableau est une moyenne de la hauteur de la litière mesurée perpendiculairement au banc à 4 emplacements. En raison de l'inclinaison du banc de combustion, la hauteur de la frisure de bois a été progressivement augmentée sur les premiers centimètres de la litière pour la charge de combustible la plus élevée. Cela empêchait le combustible de glisser et de tomber de la surface du banc. La compacité du combustible a été définie comme suit :  $\beta_{c,k} = \rho_{bk,s} / \rho_k$  où  $\rho_{bk,s}$  est la masse volumique apparente de la litière et  $\rho_k$  est la masse volumique de la frisure (Tableau 2.12). Des thermocouples ont été placés tous les 0,5 m dans l'axe de la litière à mi-hauteur dans le lit de combustible.

Un fluxmètre radiatif calibré jusqu'à 20 kW/m<sup>2</sup> (MEDTHERM 64P-02-24T) a été placé à 0,25 m de l'extrémité de la litière et à 0,25 m de hauteur. Ce capteur avec une fenêtre en saphir (angle de vue de 150°) a été refroidi par circulation d'eau. Enfin, deux caméras visibles (SONY Digital Handycam DCR PC 103 E) ont été placées autour du banc afin d'enregistrer la propagation du feu. L'emplacement de la première caméra (caméra 1) a été choisi afin d'observer l'arrière du front de feu tandis que la seconde (caméra 2) a été placée sur le côté au milieu du banc afin de voir le flanc du front de feu. La frisure de bois a été enflammée avec une ligne de 3 ml d'éthanol disposée le long de la largeur du lit de combustible. Les fumées dégagées par la combustion ont été extraites avec un débit de 1 m<sup>3</sup>/s. La vitesse de propagation du feu a été calculée à partir des températures mesurées par les thermocouples. L'arrivée du front de feu a été estimée pour un seuil de 300°C. Un fluxmètre radiatif a été placé 25 cm au-dessus de la table de combustion et à 25 cm de l'extrémité de la litière (figure 2.21). Des thermocouples ont été placés au milieu du lit de combustible tous les 0,50 m et à mi-hauteur du lit de frisure. L'allumage a été réalisé en appliquant une ligne d'éthanol de 3 mL sur toute la largeur de la base du lit de combustible. Deux caméras visibles ont été utilisées afin de suivre la propagation de la flamme après l'allumage :

- La première caméra (C1) a été positionnée à 1,3 m de la base du lit de combustible
- La seconde caméra (C2) a été placée sur le côté du dispositif à 1,9 m du lit

La vitesse de propagation du feu, la vitesse de perte de masse et la géométrie de la flamme ont été mesurées pour chaque essai expérimental. La vitesse de propagation a été calculée en mesurant le temps de passage de la flamme, correspondant au temps pour lequel la température mesurée par les thermocouples était supérieure à 300°C. La vitesse de propagation a également été mesurée à l'aide de l'analyse des images enregistrées par la caméra C2. La puissance dégagée lors de la combustion a été mesurée par calorimétrie par consommation d'oxygène. La combustion de la frisure a été supposée complète. A partir de l'analyse élémentaire (tableau 2.10), la réaction a été modélisée par l'expression suivante :



Ce qui conduit à une énergie dégagée par unité de masse d'oxygène  $E$  de 13,13 kJ/g.

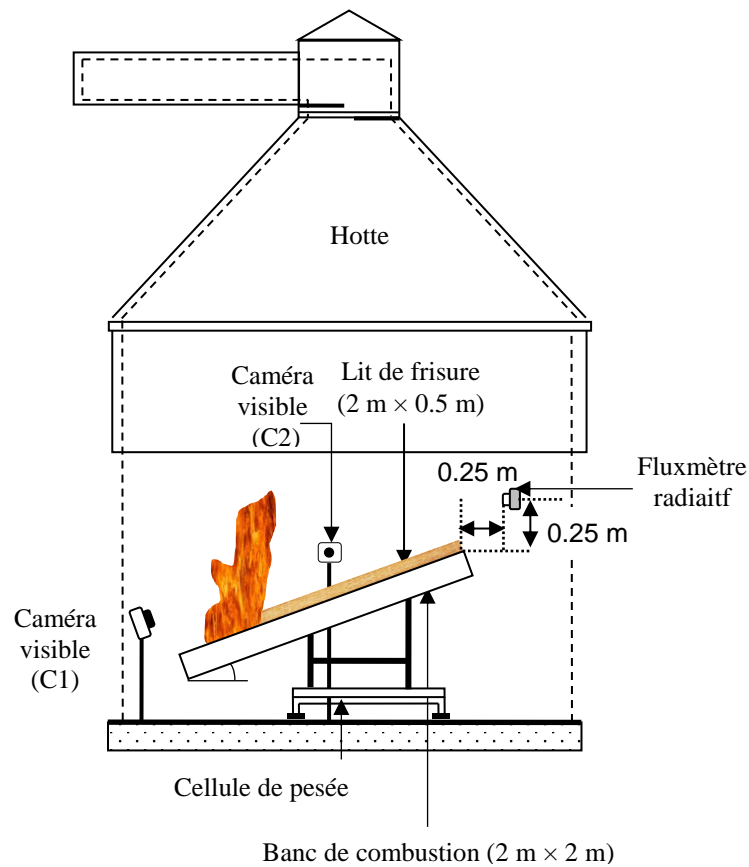


Figure 2. 21: Dispositif expérimental utilisé pour l'étude de la propagation d'un feu en pente au travers de la frisure de bois

La géométrie du front de feu a été déterminée par traitement d'image avec MATLAB® à l'aide de la caméra 2. Les images ont d'abord été extraites des vidéos avec une fréquence d'échantillonnage de 1 Hz. La hauteur de flamme (HF), la longueur de flamme (LF), la largeur de flanc (BF), l'angle d'inclinaison ( $\gamma$ ) et l'angle de séparation ( $\beta$ ) ont été obtenus en utilisant les définitions suivantes (Fig. 2.22) :

- La longueur de flamme (LF) est la distance entre le point le plus haut de l'enveloppe de la flamme (point A) et le point le plus bas à droite de la flamme (point C).
- La hauteur de flamme (HF) est la distance entre le point le plus bas à droite de la flamme (point C) et le point D. D est la projection du point A sur la perpendiculaire au banc de combustion passant par C.
- La largeur de flanc (BF) correspond à la distance entre le point le plus bas du front de feu (point B) et le point E, qui est la projection de C sur l'arrête du banc de combustion.
- L'angle de séparation ( $\beta$ ) est l'angle entre la longueur de flamme (LF) et le banc de combustion.
- L'angle d'inclinaison ( $\gamma$ ) correspond à l'angle entre la longueur de flamme (LF) et la perpendiculaire au banc de combustion.

Par conséquent, la hauteur de flamme, la longueur de flamme et la largeur de flanc donnent les valeurs des extensions maximales du front de flamme visible.

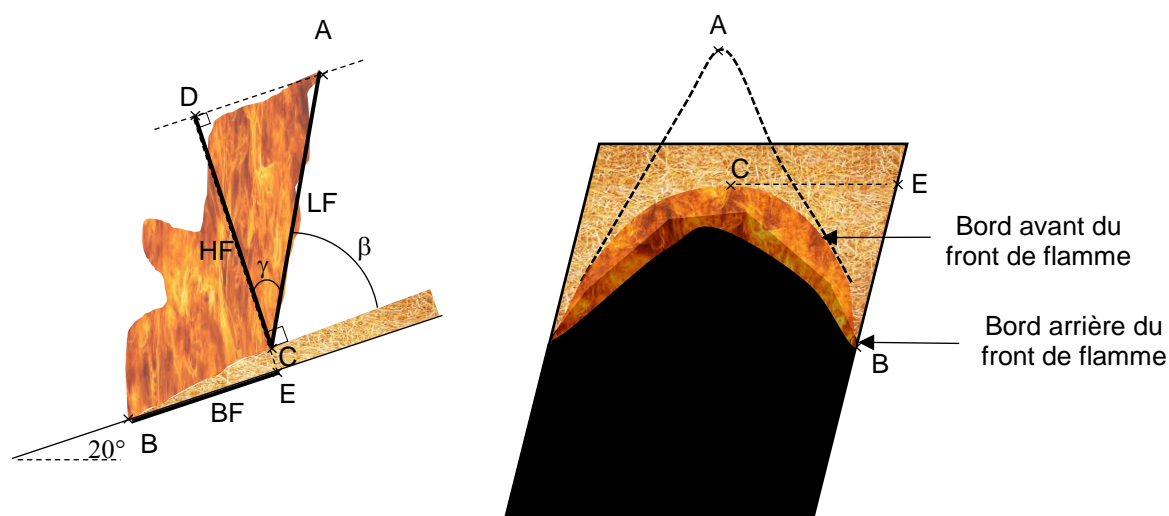


Figure 2. 22 : Schéma du front de flamme pour les expériences de propagation dans une litière de frisure de bois

Tableau 2. 14: Conditions expérimentales pour les tests de propagation avec la frisure de bois

Charge (kg/m <sup>2</sup> )	Hauteur de combustible $\delta_f$ (cm)	Masse volumique apparente $\rho_{bk,dry}$ (kg/m <sup>3</sup> )	Compacité $\beta_k$ (-)	Teneur en eau moyenne (sur basse sèche) (%)
0.318	8	3.97	$8.9 \times 10^{-3}$	8.5
0.617	16	3.85	$8.6 \times 10^{-3}$	7

## 2.3.4 Sollicitation thermique issue de la combustion d'une haie de ciste

### 2.3.4.1 Etude à l'échelle du laboratoire

La caractérisation de la sollicitation thermique due à une haie de ciste a débuté à l'échelle du laboratoire. Les expériences ont été réalisées sous le LSHR sur un banc de combustion de  $1,2 \times 1,2$  m<sup>2</sup> en béton cellulaire. Les branches de ciste ont été suspendues dans le laboratoire (température ambiante de 25°C et humidité relative de 50%) pendant 48h afin de les sécher. Ce processus de conditionnement a abouti à une teneur en eau foliaire de 8,4%. Afin de reconstituer une partie de haie, nous avons utilisé une cage en treillis soudés mesurant  $0,5 \times 0,5 \times 1$  m<sup>3</sup> avec des mailles de 20 cm de côté. 2 kg de branches de cistes ont été positionnées verticalement dans la cage afin d'obtenir une masse volumique apparente de 8,0 kg/m<sup>3</sup>, ce qui correspond à la charge d'un ciste à l'état naturel [54].

En se basant sur les travaux de Tramoni et coll. [206], afin de caractériser spatialement la répartition des particules identifiées précédemment (section 2.1.3) dans les haies reconstituées, la structure de chaque haie a été divisée en 6 étages de la façon suivante (de bas en haut) : étage

1 entre 0 et 0,15 m de haut, étage 2 de 0,15 à 0,30 m, étage 3 de 0,30 à 0,50 m, étage 4 de 0,50 à 0,70 m, étage 5 de 0,70 à 0,85 m et étage 6 de 0,85 à 1 m. La base des haies a été prise égale à 0,5 m × 0,5 m. Le tableau 2.15 représente la répartition massique de chaque classe de particule au sein des 6 étages des haies en adoptant la notation suivante :

$$\Gamma_k = \frac{m_{ks}}{m_s} \quad (2.30)$$

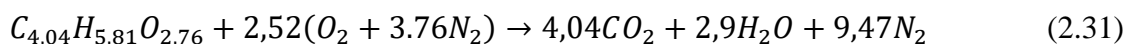
avec  $\Gamma_k$ , le pourcentage massique de la classe  $k$  dans l'étage,  $m_{ks}$  la masse sèche de la classe de particule  $k$  dans la haie et  $m_s = \sum_k m_{ks}$ , la masse de la particule sèche. Sur la base de ces mesures, la distribution de la densité apparente au sein de la haie a été établie pour chaque classe de particules. Ces données seront présentées et utilisées par la suite comme paramètres d'entrée pour l'étude numérique.

Tableau 2. 15: Pourcentage massique des différentes classes de particules composant les haies de ciste

	Feuilles	0-2 mm	2-4 mm	4-6 mm	6-25 mm
Etage 6	40%	11%	-	-	-
Etage 5	27%	18%	9%	1%	-
Etage 4	18%	29%	28%	12%	-
Etage 3	7%	20%	30%	33%	3%
Etage 2	5%	11%	19%	33%	22%
Etage 1	3%	11%	13%	21%	75%

Pour allumer la haie, une litière de frisure de bois avec une charge de 0,6 kg/m<sup>2</sup> a été placée devant la haie. La litière mesurait 0,7 m de long (avec 0,2 m sous la haie) sur 0,6 m de large avec une épaisseur de 0,10 m. La teneur en eau de la frisure de bois était égale à 9%. La figure 2.23 présente le dispositif expérimental pour ces expériences.

L'allumage de la frisure a été réalisé en appliquant une ligne d'éthanol de 3 ml sur toute la largeur de la litière. La perte de masse de l'ensemble haie/frisure a été mesurée par la cellule de pesée. La puissance dégagée pendant les tests a été mesurée par calorimétrie par consommation d'oxygène. Compte tenu de la faible masse de frisure en comparaison de celle de ciste, la combustion a été considérée comme principalement due aux branches et a donc été modélisée à partir de l'analyse élémentaire (tableau 2.9), par la réaction suivante :



L'énergie dégagée par unité de masse d'oxygène est dans ce cas égale à  $E = 14,14$  MJ/kg.

Un fluxmètre total et un fluxmètre radiatif ont été positionnés à 0,7 m du sol et à 1,15 m du centre de la haie. Une caméra a été positionnée sur le côté du dispositif pour suivre la combustion de la haie. La hauteur de flamme, définie comme la distance entre le point le plus haut de la flamme et le point le plus bas a été déterminée par traitement d'image avec MATLAB® à l'aide de la caméra visible. Les images ont été extraites de vidéos avec une fréquence d'échantillonnage de 1 Hz.

Pour compléter ce dispositif expérimental, des barquettes en aluminium remplies d'eau mesurant 32 cm × 26 cm ont été disposées sur les côtés et à l'arrière de la haie afin de recueillir les brandons générés lors des expériences. Une fois le test terminé, les brandons de chaque barquette ont été séchés dans une étuve à 60°C pendant 48 heures afin d'éliminer l'eau. Ils ont ensuite été comptés et pesés. Leur surface a également été déterminée par traitement d'image à

l'aide d'un programme développé sous MATLAB®. Pour assurer la répétabilité des expériences, un total de 8 tests a été effectué.

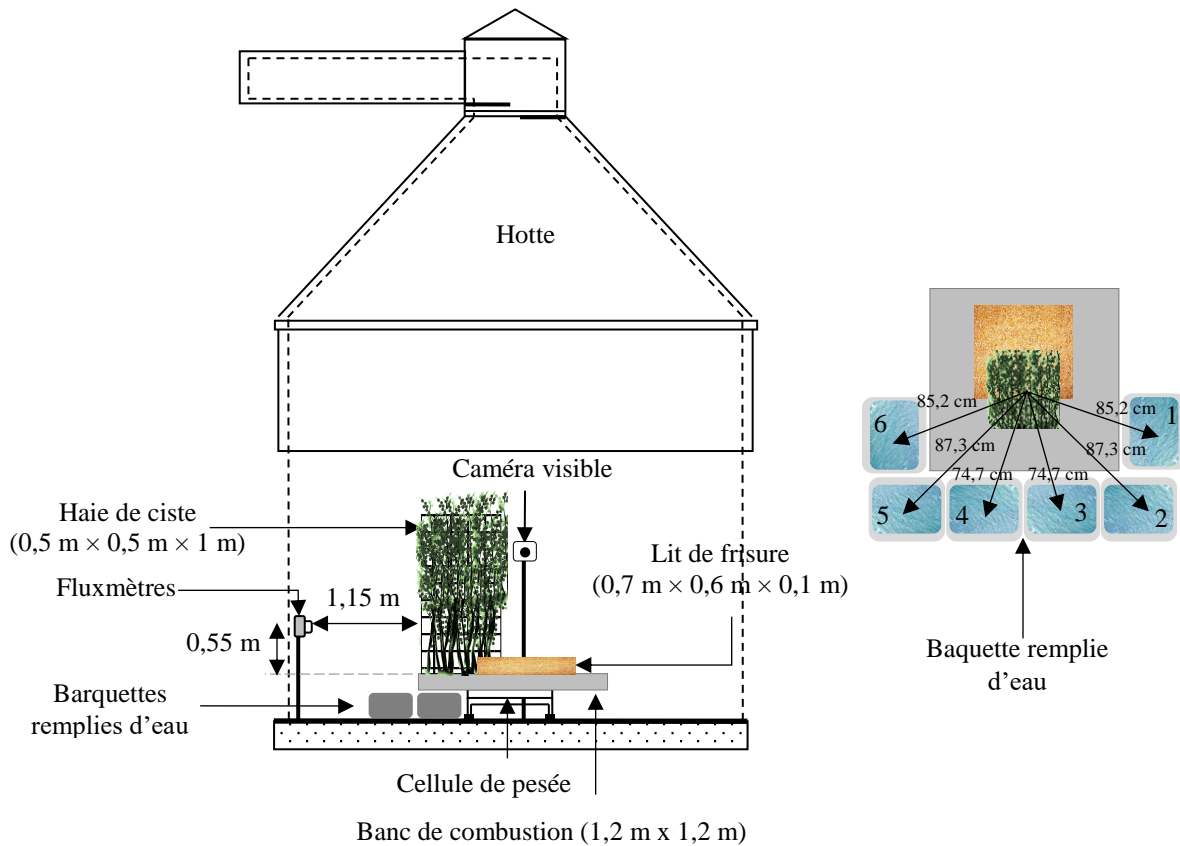


Figure 2. 23: Schéma du dispositif expérimental pour le brûlage d'une haie de ciste à l'échelle du laboratoire

### 2.3.4.2 Etude à l'échelle intégrale (terrain)

Afin de se rapprocher de conditions réelles, la combustion des haies de ciste a également été étudiée à l'échelle du terrain. 3 expériences ont ainsi été réalisées en juin 2020. Comme pour les expériences à l'échelle du laboratoire, la haie a été reconstituée avec des branches de ciste placées verticalement dans des cages en treillis soudés. Afin de se rapprocher des conditions réelles d'aménagement paysager, des haies de 6 m de long sur 1 m de large ont été étudiées. Deux hauteurs ont été considérées : 1 m et 2 m. Pour les haies de 1 m de haut, 2 essais ont été effectués avec 48,7 ( $\pm 0,72$ ) kg de branches de ciste. Pour les expériences de 2 m de haut, nous avons utilisé une masse de 94,4 kg pour l'unique essai réalisé. Ces masses ont été choisies afin d'obtenir une charge de combustible d'environ 8 kg/m<sup>3</sup> correspondant à la charge naturelle d'arbustes de ciste [54]. Pour permettre à la haie de s'enflammer, une litière de frisure de bois de 6 m de long sur 2 m de large et de 0,25 m de haut a été ajoutée devant la haie ce qui correspond à une charge de 1 kg/m<sup>2</sup>. Avant les expériences, des branches de cistes et des échantillons de frisure de bois ont été prélevés et placés à l'étuve à 60°C pendant 48h afin de mesurer la teneur en eau. Nous avons obtenu une teneur en eau de 6,7 % pour la frisure de bois et de 11,3 % pour les feuilles de ciste. La frisure de bois a été enflammée sur toute sa longueur

avec une torche contenant un mélange essence/gazole en effectuant un aller-retour de la position  $t_i$  jusqu'à la position  $t_f$  (Fig. 2.24).

Pour mesurer les densités de flux pendant la combustion de la haie, 4 couples de fluxmètres radiatifs et totaux ont été incrustés à 3 m de la haie dans une plaque isolante en silicate de calcium ( $1\text{ m} \times 0,6\text{ m}$ ) maintenue à l'aide de profilé en acier. Un premier couple a été placé à 1 m du sol. Le second couple a été mis 50 cm au-dessus du premier. Ces deux couples ont été placés au milieu de la haie (numéros 1 et 3) tandis que les deux autres (numéros 2 et 4) ont été mis à l'extrémité de la haie à la même hauteur que les deux premiers couples (Fig. 2.28). Trois appareils photos numériques avec une fréquence de 1 image par seconde ont été utilisées et positionnées comme suit :

- Un appareil photo AP1 a été placée à 8 m devant la haie au milieu du dispositif
- Les appareils photos AP2 et AP3 ont été positionnées sur chaque côté de la haie à 6 m du centre

Un anémomètre permettant de mesurer la direction et le module de la vitesse horizontale du vent a été placé en amont de la ligne d'allumage. Les conditions ambiantes (température, humidité) ont été mesurées avant l'expérience.

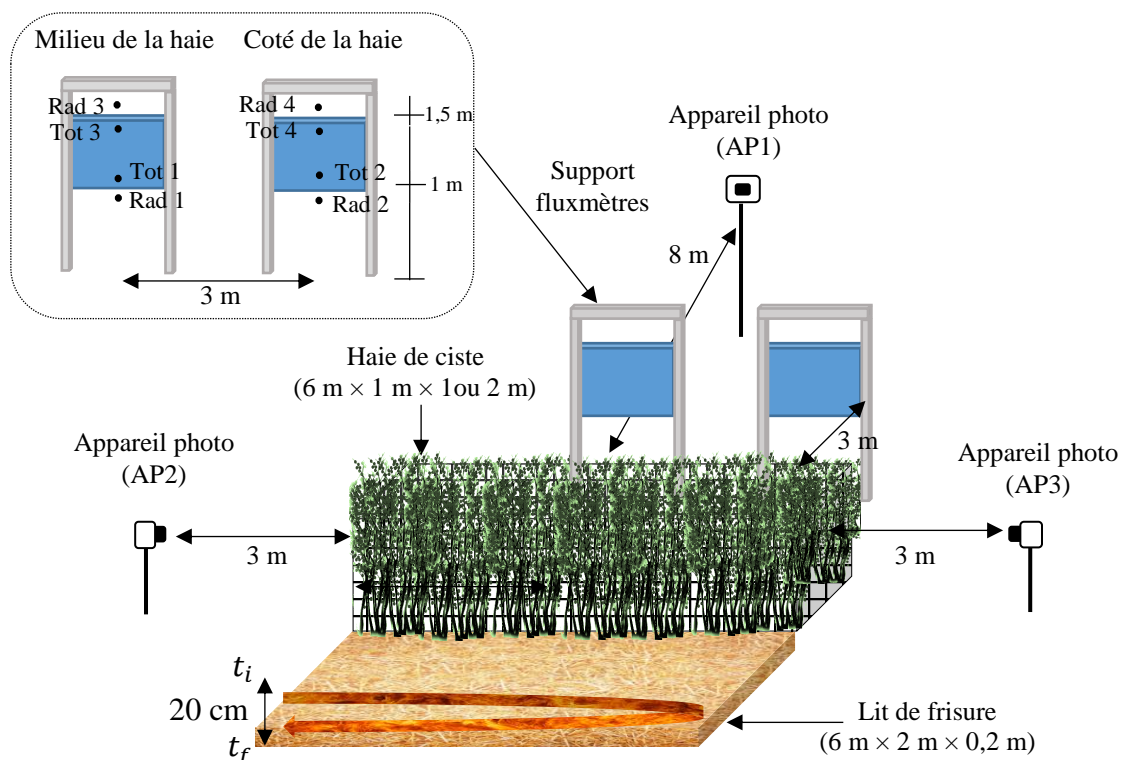


Figure 2. 24: Dispositif expérimental pour les essais de combustion des haies à l'échelle du terrain

La géométrie du front de feu a été déterminée par traitement d'image avec MATLAB® à l'aide des appareils photos AP2 et AP3 positionnés sur les côtés du dispositif. Les images ont d'abord été extraites des vidéos avec une fréquence d'échantillonnage de 1 Hz. La hauteur de flamme (HF), la longueur de flamme (LF), la base de flamme (BF), l'avancée du front de flamme (AV),

la profondeur de flamme (PF), l'angle d'inclinaison ( $\gamma$ ) et l'angle de séparation ( $\beta$ ) ont été obtenus en utilisant les définitions suivantes (Fig. 6.1) :

- La longueur de flamme (LF) est la distance entre le point le plus haut de l'enveloppe de la flamme (point A) et le point le plus bas à droite de la flamme (point C).
- La hauteur de flamme (HF) est la distance entre le point le plus bas à droite de la flamme (point C) et le point D. D est la projection du point A sur la perpendiculaire au sol passant par C.
- La base de la flamme (BF) correspond à la distance entre le point le plus bas du front de feu à partir de la haie (point B) et le point C, qui est le point le plus bas à droite de la flamme
- L'avancée du front de flamme (AV) correspond est la distance entre le point le plus bas à droite de la flamme (point C) et le point E. E est la projection du point A sur le sol.
- La profondeur de flamme (BF) est égale à la somme de BF et AV
- L'angle de séparation ( $\beta$ ) est l'angle entre la longueur de flamme (LF) et le sol
- L'angle d'inclinaison ( $\gamma$ ) correspond à l'angle entre la longueur de flamme (LF) et la perpendiculaire au sol.

Par conséquent, la hauteur de flamme, la longueur de flamme donnent les valeurs des extensions maximales du front de flamme visible.

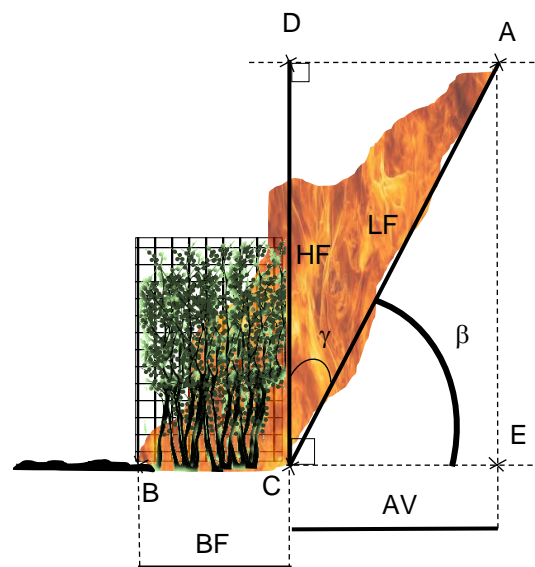


Figure 2. 25 : Schéma du front de flamme pour les expériences de brûlage des haies à l'échelle du terrain



### 2.3.4.3 Cas d'une interface forêt/habitat

Pour étudier la vulnérabilité des dalles de terrasse et des menuiseries face à un feu de végétation, nous avons reproduit à l'échelle du terrain une configuration d'interface forêt/habitat (Fig. 2.26). Pour cela, de la frisure de bois a été déposée de manière homogène sur une surface de 10 m de long sur 6 m de large présentant une pente de 20°. Une charge de frisure de bois de 1 kg/m<sup>2</sup> a été utilisée avec une hauteur de 17,6 (±1,8) cm. Au-delà de cette pente, nous avons placé une haie reconstituée de ciste de 6 m de long, 1 m de large et 1 m de haut suivant le mode opératoire décrit dans le paragraphe précédent (charge de 8 kg/m<sup>3</sup>). Derrière la haie, une terrasse faite de dalles en bois (en quinconce) a été positionnée sur une surface au sol de 11,84 m<sup>2</sup>. Trois fenêtres en verre double vitrage (4-16-4) ont été placées à une distance de 0,6 m de la terrasse, donc à 3 m de la haie. Cette distance de 3 m correspond à la distance minimale entre un bâtiment et une haie définie dans les arrêtés de débroussaillage. Les bases des fenêtres ont été disposées à 1 m de haut à l'aide de profilés en aluminium. Les fenêtres comportaient un vantail de 60 cm de large sur 95 cm de haut. La première fenêtre était en PVC tandis que les deux autres étaient en aluminium. Sur l'une de ces dernières, un volet en aluminium muni de persienne à lames américaines a été ajouté.

Afin de mesurer la densité de flux de chaleur pouvant impacter les fenêtres, des fluxmètres radiatifs et totaux ont été utilisés. Ils ont été alignés avec les fenêtres comme présenté sur la figure 2.26. La température au niveau des fenêtres a été mesurée avec des thermocouples de surface OMEGA SA1XL-KI (temps de réponse inférieur à 0,15 s) fixés avec du scotch en aluminium sur la vitre et le cadre du côté exposé au feu. Pour la fenêtre en aluminium avec le volet, un thermocouple a été positionné sur la vitre derrière le volet et un second sur la face avant du volet. Trois appareils photos numériques avec une fréquence de 1 image par seconde ont été utilisés :

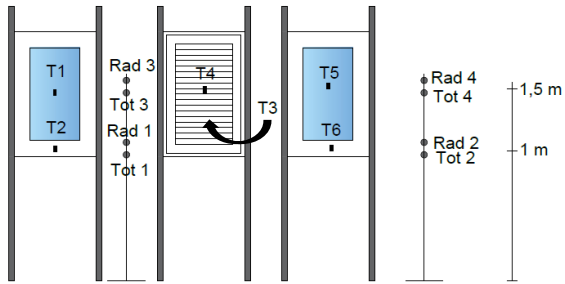
- Le premier appareil (AP1) a été positionnée en bas de la pente à 9 m de la litière de frisure
- Le second appareil (AP2) a été placée sur le côté de la haie à 8,8 m
- Le troisième appareil (AP3) a été mise derrière les fenêtres à 11,6 m de la haie.

Un anémomètre a également été installé en bas de la pente afin de mesurer la direction et le module de la vitesse horizontale du vent. Avant chaque expérience, les dalles en bois ont été placées à l'étuve pendant 24 h.

La teneur en eau a été déterminée suivant le même protocole que précédemment. Nous avons obtenu 10 % pour les feuilles de ciste, 3,1 % pour la frisure de bois et 9 % pour les dalles de terrasse en bois.

L'allumage de la frisure de bois a été réalisé avec une torche contenant un mélange essence/gazole sur toute la largeur du lit en effectuant un aller-retour de la position  $t_i$  jusqu'à la position  $t_f$ . Les conditions ambiantes (température, humidité) ont été mesurées avant l'expérience. Comme précédemment, la hauteur de flamme (HF), la longueur de flamme (LF), la base de flamme (BF), l'avancée du front de flamme (AV), la profondeur de flamme (PF), l'angle d'inclinaison ( $\delta$ ) et l'angle de séparation ( $\beta$ ) ont été calculées à partir des images de l'appareil photo AP2 par traitement d'images effectué avec MATLAB®.

### Positionnement des fluxmètres et des thermocouples



### Positionnement des dalles de terrasses

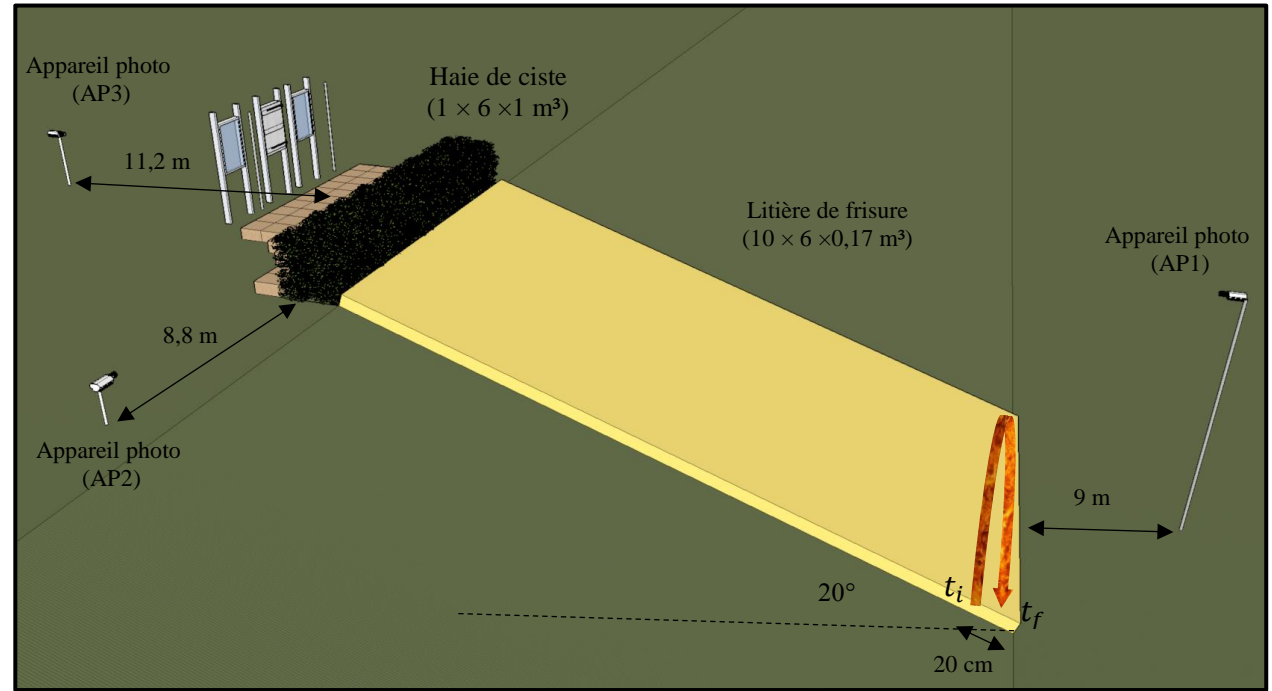
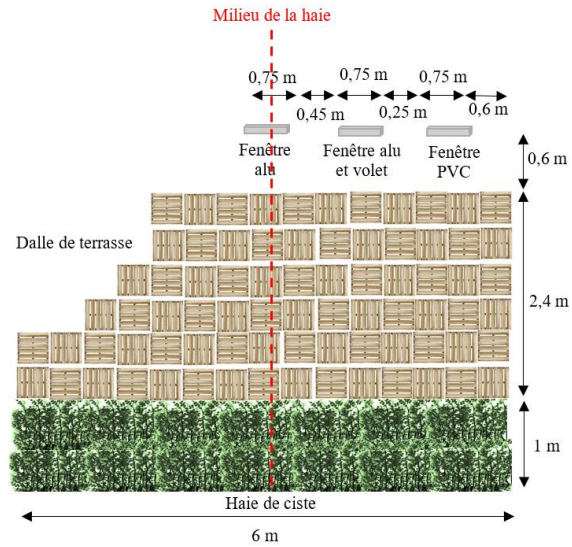


Figure 2. 26: Dispositif expérimental de l'expérience modélisant une interface forêt/habitat

# Chapitre 3. Expériences analytiques sur le comportement au feu des dalles de terrasse face à une source radiative

L'objectif de ce chapitre est de caractériser le comportement au feu des dalles de terrasse face à une source radiative. Deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés : un à l'échelle matériau et un à l'échelle produit. La première partie de ce chapitre présente les résultats obtenus à l'échelle matériau pour des échantillons de dalles en bois et en thermoplastique. A cette échelle, le rayonnement a été simulé à l'aide d'un cône calorimètre. La deuxième partie a pour objectif de décrire les résultats obtenus à l'échelle produit pour les dalles entières. Pour les dalles en bois, deux configurations ont été examinées. Un panneau radiant à gaz a été utilisé afin de reproduire la source de rayonnement.

## 3.1 Etude à l'échelle matériau

### 3.1.1 Description de la combustion des dallettes

La figure 3.1 représente l'évolution de la masse et de la vitesse de perte de masse (MLR) pour un test représentatif du comportement moyen en fonction du temps pour les dallettes en thermoplastique et en bois placées sous le cône calorimètre à une densité de flux radiatif de  $20 \text{ kW/m}^2$ . Afin de mieux comparer le comportement des deux dallettes, la masse a été réduite à la masse consommée. Ainsi, la masse résiduelle, présente en fin de combustion et notée  $m_r$  a été soustraite de la masse initiale, notée  $m_0$ , des deux dallettes. La représentation des pertes de masse et des vitesses de perte de masse en fonction du temps aux autres densités de flux radiatif ( $10, 15, 25, 30, 35, 40, 45$  et  $50 \text{ kW/m}^2$ ) est donnée en Annexe G.

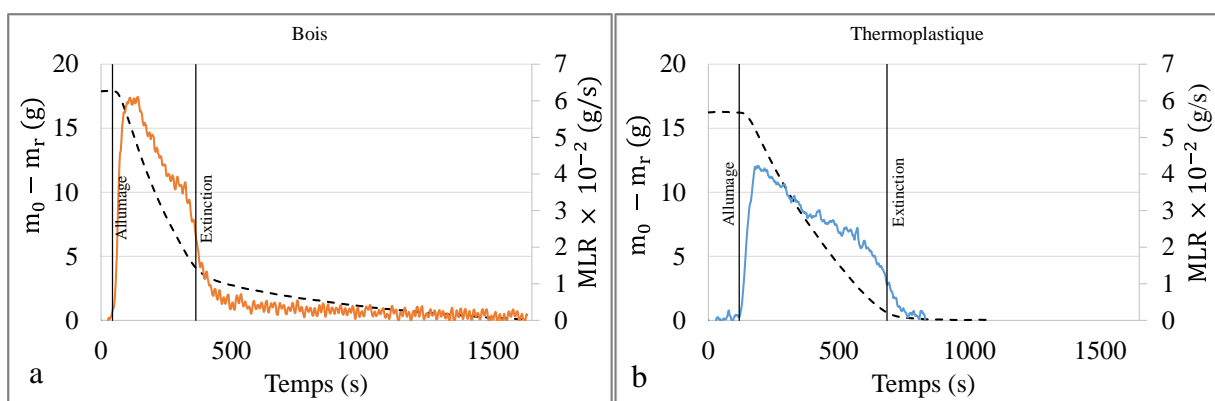


Figure 3. 1 : Evolution temporelle de la perte de masse réduite à la masse consommée et de la vitesse de perte de masse pour un test représentatif pour a) les échantillons de bois et pour b) les échantillons de thermoplastique pour une exposition à une densité de flux radiatif de  $20 \text{ kW/m}^2$

Pour les deux échantillons, on observe tout d'abord pendant la phase de pré-allumage une perte de masse lente qui s'accompagne de fumée. Pour les échantillons en bois, pendant cette phase, des allumages non soutenus (caractérisés par des flashes lumineux en présence de l'allumeur piézoélectrique) apparaissent pour les densités de flux inférieures à 15 kW/m<sup>2</sup>. Pour ces densités de flux, bien que le mélange gazeux soit à la limite inférieure d'inflammabilité, les pertes thermiques sont trop importantes pour permettre le maintien de la flamme [207]. Lorsque les conditions d'inflammations sont atteintes, l'allumage se produit pour des densités de flux supérieures à 9 kW/m<sup>2</sup> pour les deux dalles. Une fois que celui-ci a lieu, la flamme se propage à l'ensemble de la surface exposée des deux dalles puis la combustion concerne les échantillons dans leurs épaisseurs. On observe alors pour les deux dalles une augmentation de la perte de masse. Le MLR augmente jusqu'à atteindre un maximum. La figure 3.2 présente les MLR surfaciques maximum enregistrés lors des expériences pour les différentes densités de flux radiatif étudiées (de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>). Pour les dalles en bois, le MLR surfacique maximal semble tout d'abord constant avec une valeur moyenne de 20,6 (±2,1) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour les densités de flux de chaleur inférieures à 15 kW/m<sup>2</sup>. Par la suite, pour les densités de flux supérieures, le MLR surfacique maximal augmente avec la densité de flux radiatif. Les valeurs varient alors entre 18,7 (±1,3) et 25,3 (±1,7) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour des densités de flux de chaleur comprises entre 15 et 50 kW/m<sup>2</sup>. Ce changement de comportement est probablement dû au mécanisme d'allumage qui diffère suivant la densité de flux de chaleur imposée. Cela sera détaillé dans la section suivante concernant l'inflammabilité des deux échantillons. Les valeurs obtenues sont supérieures à celles rencontrées dans la littérature. On retrouve en effet des valeurs comprises entre 5 et 14 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour deux types de contre-plaqué sec de 100 × 100 × 18 mm<sup>3</sup> et 100 × 100 × 19 mm<sup>3</sup> pour des densités de flux comprises entre 20 et 50 kW/m<sup>2</sup> [208]. Harada [209] a également observé une augmentation du MLR maximal avec la densité de flux radiatif. Il a notamment obtenu des valeurs comprises autour de 10 et 15 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour une densité de flux de chaleur de 50 kW/m<sup>2</sup> pour des plaques de bois tendre (*hiba abor-vitae*) de 100 × 100 mm<sup>2</sup> et d'épaisseurs comprises entre 10 et 40 mm lorsque le grain du bois est positionné perpendiculaire au rayonnement ce qui correspond à notre configuration. Les valeurs obtenues par Harada [3] sont supérieures lorsque le rayonnement se situe parallèlement au grain du bois (> 20 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour du bois tendre de 10 mm d'épaisseur soumis à une densité de flux de 50 kW/m<sup>2</sup>). Pour l'auteur [209], cette différence est due à la conductivité thermique du bois qui est deux fois plus élevée lorsque le rayonnement est parallèle au sens des fibres du bois.

Pour les échantillons thermoplastiques, le MLR surfacique maximal augmente aussi avec la densité de flux radiatif. Les valeurs sont comprises entre 10,2 (± 0,16) et 16,5 (± 0,1) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour des densités de flux entre 9 et 50 kW/m<sup>2</sup>. Les valeurs obtenues sont inférieures à celles obtenues pour du polypropylène pur (environ 13,5 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour une densité de flux de 25 kW/m<sup>2</sup> [210], entre 32,5 et 55 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour une densité de flux de 50 kW/m<sup>2</sup> [4-5] et environ 45 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour une densité de flux de 75 kW/m<sup>2</sup> [210]). Cette différence provient vraisemblablement du carbonate de calcium ajouté comme agent de charge. En effet, Douglas et coll. [211] ont montré que l'ajout de particules de carbone fait décroître le MLR surfacique maximal (entre 15 et 20 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour une densité de flux de chaleur de 50 kW/m<sup>2</sup>) et réduit le temps d'inflammation. Pour les auteurs, ces différences proviennent du fait que la transmittance (fraction de densité de flux incidente qui est transmise) du polypropylène pur est significativement plus importante que celle du polypropylène chargé (avec des particules de carbone). Ainsi, la densité de flux est absorbée en profondeur par le polypropylène pur. Il faut donc plus de temps pour chauffer l'échantillon et initier sa dégradation. Ce préchauffage accroît ainsi la dynamique de perte de masse lors de la combustion. En revanche, avec l'ajout de particules de carbone, la densité de flux est absorbée en surface. Cette zone atteint ainsi plus rapidement une température suffisamment élevée pour générer des produits de dégradation et

initier l'inflammation. En comparant les valeurs des deux types d'échantillon, on remarque que les pics de MLR pour les échantillons en bois sont 1,5 à 2 fois plus élevés que ceux relevés pour les échantillons en thermoplastique.

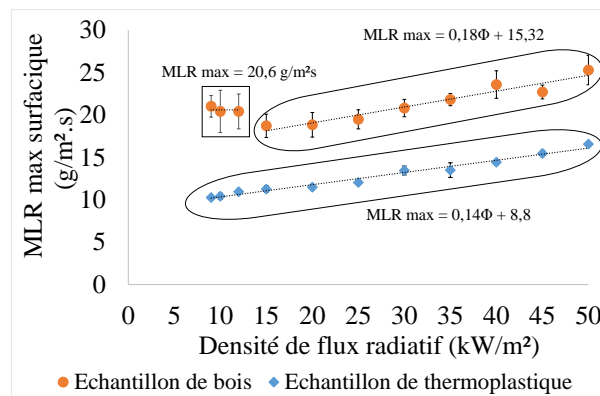


Figure 3. 2: Vitesse de perte de masse maximale moyenne surfacique en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux échantillons

Après le pic de MLR, la courbe (Figure 3.1a) des dallettes en bois présente une diminution rapide du MLR jusqu'à l'extinction de la flamme. Cette diminution est principalement due à la formation d'une couche de résidu carbonneux de faible conductivité thermique à la surface de l'échantillon [212] (Fig. 3.3) qui limite la chauffe à l'intérieur de l'échantillon. Par la suite, durant la phase de combustion sans flamme, la vitesse de perte de masse des échantillons se stabilise autour de  $0,5 \text{ g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$  jusqu'à la complète extinction. La perte de masse totale demeure quasi constante quelle que soit la densité de flux radiatif imposée. En fin de combustion, il reste en moyenne  $2,67 (\pm 1,47) \%$  de la masse initiale (Fig. 3.4a). Ce résultat révèle la présence de partie imbrulée en plus des cendres (présente à 1,2 %, voir tableau 2.1 du chapitre 2).

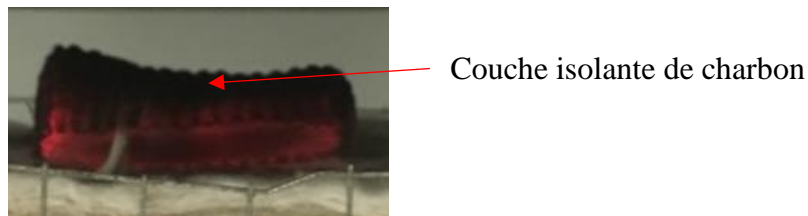


Figure 3. 3 : Photographie des échantillons de bois pendant la phase de combustion sans flamme

Pour les échantillons en thermoplastique, après le pic de MLR, nous observons une décroissance lente (Figure 3.1b) indiquant qu'ils brûlent de manière quasi stationnaire favorisant une phase de flamme plus longue. Cette phase est moins visible avec l'augmentation de la densité de flux radiatif (Annexe G) et serait dû à la présence du carbonate de calcium ajouté dans les dalles. Cela sera détaillé dans la section suivante concernant la combustibilité des deux dallettes. Après l'extinction de la flamme, la perte de masse chute rapidement jusqu'à l'extinction complète. A la fin de la combustion, il reste en moyenne  $52,7 (\pm 0,7) \%$  de la masse initiale. Le résidu obtenu est blanc et friable (Fig. 3.4b) et correspond au carbonate de calcium utilisé comme agent de charge (présent à environ 53 % voir section 1.4 du chapitre 2). Ce résultat révèle que la totalité de la masse combustible, correspondant au polypropylène, a été consommée (présent à environ 47 %, voir section 1.4 du chapitre 2). Ce résultat est cohérent avec celui observé par Douglas et coll. [211]. En effet, lors de la combustion du polypropylène

pur, sous un cône calorimètre avec une densité de flux de 50 kW/m<sup>2</sup>, aucun résidu n'a été observé montrant que ce dernier s'est complètement dégradé.

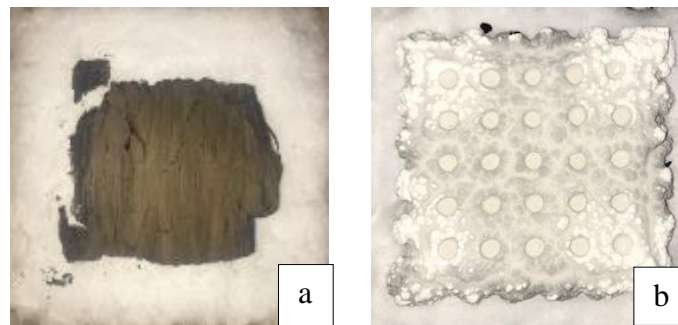


Figure 3. 4: Résidu après combustion pour les échantillons a) en bois et b) thermoplastique

### 3.1.2 Réaction au feu

#### 3.1.2.1 Inflammabilité

L'inflammabilité des dalles a été caractérisée à l'aide du temps d'allumage, de la température de surface au moment de l'allumage, du flux massique surfacique critique et de la densité de flux critique. La figure 3.5 représente les temps d'inflammation moyens en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux échantillons. Le temps d'inflammation augmente lorsque la densité de flux radiatif diminue. Ce résultat est en accord avec la littérature [208,213,214]. Pour une densité de flux radiatif donnée, le temps d'inflammation est plus élevé pour les dalles en thermoplastique que pour les échantillons en bois. La différence entre les temps d'allumage des échantillons est de l'ordre de 100 s pour les densités de flux radiatif inférieures à 20 kW/m<sup>2</sup>. Au-dessus de cette valeur, la différence entre le temps d'allumage des deux types de dalle diminue pour atteindre environ 13 s pour une densité de flux de 50 kW/m<sup>2</sup>. Pour les dalles en bois, le temps d'allumage varie de manière importante d'un réplica à l'autre pour les densités de flux inférieure à 15 kW/m<sup>2</sup>. Ceci est probablement dû au type d'allumage. En effet, à bas flux, l'allumage des échantillons en bois est principalement causé par les braises ce qui entraîne une variabilité plus importante. A haut flux, l'allumage se produit au niveau de l'allumeur piézo-électrique dans la phase gazeuse induisant une meilleure reproductibilité [215]. A partir de ces données, nous avons déterminé le comportement thermique des échantillons. Le détail de la démarche est présenté en Annexe H. Les deux dalles peuvent être considérées comme thermiquement épaisses. L'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation est en effet proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur à 0,99 pour les dalles en thermoplastique et à 0,95 pour les dalles en bois. Pour les échantillons en bois, on remarque néanmoins un changement de pente à 15 kW/m<sup>2</sup> induit par un changement du mode d'allumage (Fig. H.1).

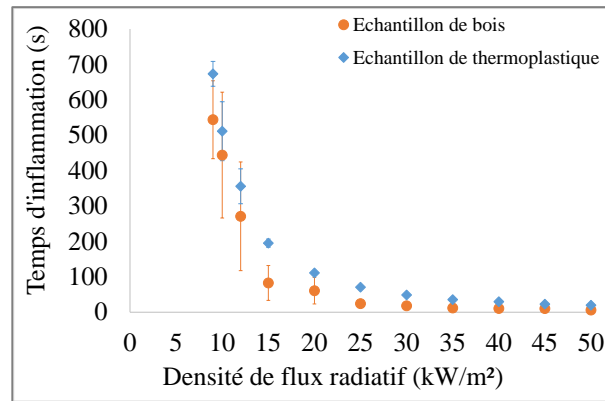


Figure 3. 5 : Temps d’inflammation pour les deux dallettes en fonction de la densité de flux radiatif

Pour compléter la caractérisation de l’inflammabilité des dalles, nous nous sommes intéressés à la densité de flux critique. Cette grandeur déterminée expérimentalement correspond à la densité de flux minimale requise pour obtenir l’inflammation des échantillons dans un délai de 20 minutes selon la norme ISO 5660. Une valeur de 9 kW/m<sup>2</sup> a été obtenue pour les deux dallettes. Pour les dallettes thermoplastiques, la valeur se situe dans la plage de flux critique rencontrée pour le polypropylène pur (entre 7,5 à 15 kW/m<sup>2</sup> [204,213,216]). Pour le bois, la valeur de la densité de flux critique se situe dans la plage de flux critique rencontrée pour ce matériau (entre 8 et 13 kW/m<sup>2</sup> [215–218]). La valeur de 9 kW/m<sup>2</sup> ayant été obtenue pour des dallettes en bois sèches, nous avons également déterminé la densité de flux critique et le temps d’allumage pour différents teneurs en eau. En effet, la densité de flux critique est dépendante de l’humidité contenue dans l’échantillon [212]. Le tableau 3.1 présente les résultats obtenus pour les trois teneurs en eau sélectionnées, à savoir : 0, 10 et 30%. Plus le bois est humide, plus il est nécessaire de lui imposer une densité de flux élevée pour provoquer une inflammation. Ce résultat est cohérent avec la littérature [212,219]. Néanmoins même avec 30% d’humidité, le bois s’allume en moins de 20 min (1200 s).

Tableau 3. 1: Densité de flux critique d’inflammation et temps d’inflammation en fonction de différentes teneurs en eau pour les échantillons de bois à l’échelle matériau

Dallette	Thermoplastique	Bois		
Teneur en eau (%)	0	0	10	30
Densité de flux critique (kW/m <sup>2</sup> )	9	9	10	14
Temps d’allumage moyen correspondant (s)	673,3 (±34,9)	543,8 (±110,1)	1070,5 (±44,5)	1157,0 (±24,0)

La figure 3.6.a présente l’évolution de la température de surface pour un test représentatif du comportement moyen des deux échantillons pour une densité de flux de 9 kW/m<sup>2</sup>. Cette dernière a été obtenue à l’aide de la caméra infrarouge en considérant une surface de 1 cm<sup>2</sup> (représentant environ 38 pixels) placée au centre des échantillons (en dessous de l’allumeur) afin d’avoir une valeur moyenne de température sur cette zone. Juste après l’ouverture du cône, la température de surface des deux dallettes augmente jusqu’à l’allumage qui se traduit par un saut de température. Pour les dallettes en bois, juste avant l’allumage pour des flux incidents inférieurs à 15 kW/m<sup>2</sup>, des oscillations entourées en rouge apparaissent (Fig. 3.6a). Il s’agit d’allumages non soutenus qui se traduisent par des pics au niveau de la température. En effet, à bas flux

même si la température est suffisante pour initier la pyrolyse, la quantité de gaz combustibles n'est pas suffisante pour maintenir la combustion. Pour les dalles en bois, la température d'allumage, c'est-à-dire la température relevée juste avant le saut de température, varie entre 315,5 ( $\pm 5,9$ ) °C et 283,2 ( $\pm 34,6,3$ ) °C et diminue avec l'augmentation de la densité de flux radiatif (Fig. 3.6b). Ces résultats sont également en accord avec la littérature [217], où des valeurs comprises entre 210 et 497°C sont trouvées pour le bois pour un allumage piloté. Pour les dalles thermoplastiques, la température d'allumage semble indépendante de la densité de flux et est en moyenne égale à 358,3 ( $\pm 23,7$ ) °C. Ces valeurs sont en accord avec celles retrouvées dans la littérature [213,216] pour du polypropylène pur (entre 330 et 443°C). Par conséquent, pour une densité de flux donnée, la température d'allumage est plus élevée pour les dalles en thermoplastique (environ 1,2 fois plus haute) que pour celles en bois.

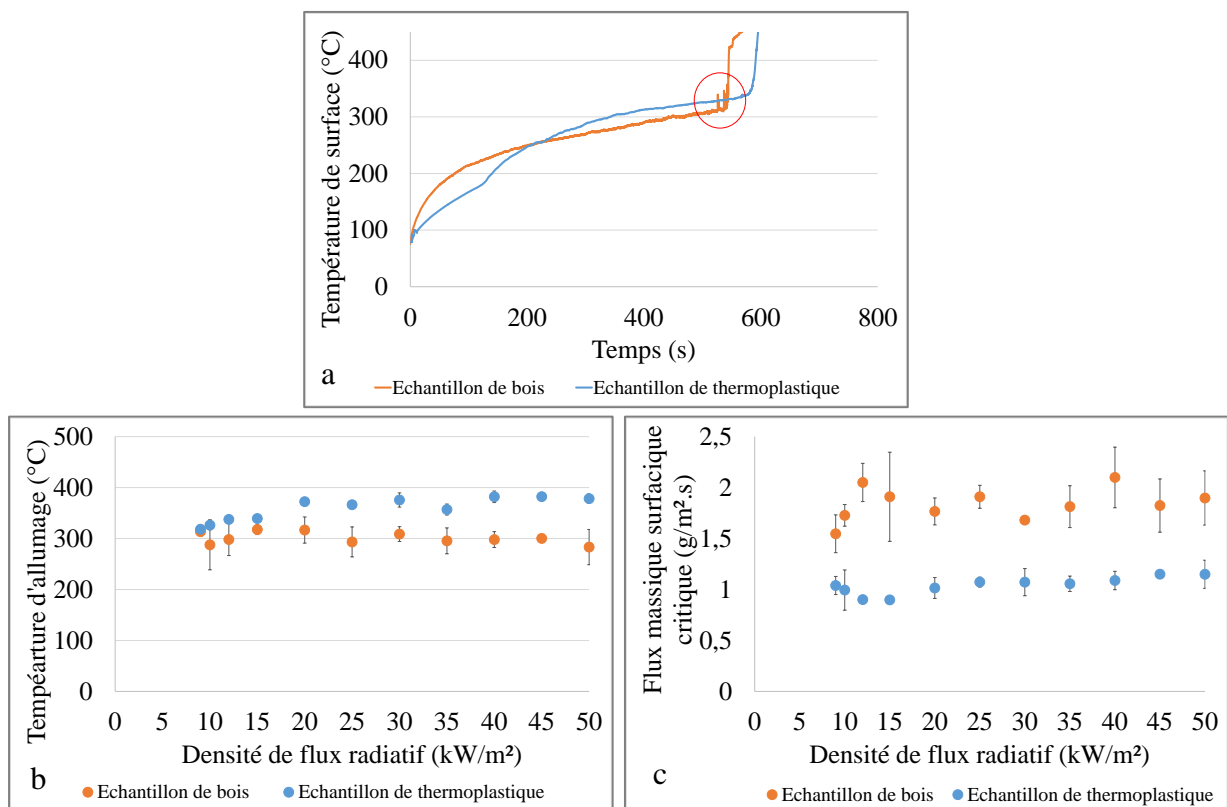


Figure 3. 6 : a) Température de surface en fonction du temps pour un test représentatif pour une densité de flux radiatif de 9 kW/m² pour les deux échantillons, b) Température d'allumage et c) Flux massique surfacique critique au moment de l'allumage pour les deux échantillons à l'échelle matériau

La figure 3.6c présente les débits massiques surfaciques au moment de l'allumage pour les deux dalles en fonction de la densité de flux imposée. Pour les deux dalles, le débit massique surfacique moyen varie peu avec la densité de flux. Pour les dalles en bois, il varie entre 1,55 ( $\pm 0,19$ ) et 2,10 ( $\pm 0,30$ )  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  et vaut en moyenne de 1,83 ( $\pm 0,20$ )  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ , ce qui est cohérent avec les valeurs retrouvées dans la littérature pour le bois (entre 1 et 3  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  [207]). Pour les dalles en thermoplastique, le débit massique surfacique moyen se situe entre 0,90 ( $\pm 0,04$ ) et 1,15 ( $\pm 0,14$ )  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  et vaut en moyenne 1,04 ( $\pm 0,13$ )  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Ces résultats sont cohérentes avec les valeurs retrouvées dans la littérature pour le polypropylène pur (entre 1,03 et 1,20  $\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  [220]). Par conséquent, pour une densité de flux donnée, au moment de l'allumage le flux massique surfacique critique est environ 0,5 fois plus faible pour le thermoplastique que pour celle en bois. Ainsi, sur la base du temps d'allumage, de la



température de surface au moment de l'allumage, du débit massique surfacique critique, les dalles en bois sont plus inflammables que les dalles thermoplastiques. Par contre, les dalles en bois nécessitent une production de gaz de pyrolyse supérieure pour permettre l'établissement d'une flamme de diffusion soutenue. En effet, lorsque le bois se dégrade avant son inflammation, il va libérer majoritairement des gaz incombustibles. L. Leonelli [16] a notamment démontré que le mélange émis lors de la combustion de brindille était composé majoritairement de vapeur d'eau (61,89%) et de dioxyde de carbone (23,70%). En revanche, lors de la dégradation du polypropylène nous retrouvons principalement des gaz combustibles tels que des alcènes, des diènes et des alcanes [221].

### 3.1.2.2 Combustibilité

Pour caractériser la combustibilité des dalles, nous nous sommes basés sur le temps de résidence de flamme, le temps de combustion sans flamme et la puissance dégagée lors de la combustion (HRR). Le tableau 3.2 présente le temps de résidence de flamme et le temps de combustion sans flamme des deux échantillons pour les différentes densités de flux radiatif. Le temps de résidence de flamme des dalles de bois est en moyenne 1,6 fois inférieur à celui des dalles thermoplastiques. Pour une densité de flux donnée, le MLR surfacique des échantillons thermoplastiques est en effet inférieur à celui des dalles en bois (Fig. 3.2), ce qui favorise un temps de résidence de flamme plus long. Pour les dalles en bois, pour les densités de flux inférieures à 15 kW/m<sup>2</sup>, les valeurs semblent constantes avec une valeur moyenne de 364,7 ( $\pm 10,6$ ) s. Pour les densités de flux supérieures à 15 kW/m<sup>2</sup>, le temps de résidence des flammes diminue lorsque la densité de flux augmente. Ce résultat est cohérent avec les résultats du MLR surfacique maximal qui est tout d'abord constant puis qui augmente avec la densité de flux. Pour les dalles en thermoplastique, le temps de résidence des flammes diminue lorsque la densité de flux augmente. Ce résultat est cohérent avec un MLR surfacique maximal qui augmente avec la densité de flux.

Concernant le temps de combustion sans flamme, les valeurs varient entre 1352 et 2270 s pour le bois et entre 73 et 152 s pour les dalles thermoplastiques. Le temps de combustion sans flamme est donc entre 10,6 et 22,7 fois plus long pour le bois que pour le thermoplastique. Pour le thermoplastique, il est difficile de déterminer une tendance entre le temps de combustion sans flamme et la densité de flux. Néanmoins, ce dernier semble indépendant de la densité de flux radiatif imposée. Par contre, pour les dalles en bois, le temps de combustion sans flamme semble constant pour les densités de flux de chaleur inférieur à 15 kW/m<sup>2</sup>. Pour les densités de flux supérieures, il semble diminuer avec l'augmentation de la densité de flux. En comparant le temps de résidence de flamme et le temps de combustion sans flamme, on remarque que le temps de combustion sans flamme est plus long que le temps de résidence des flammes pour le bois, en raison de l'oxydation du charbon. Au contraire, pour le thermoplastique, la tendance inverse est observée.

Ainsi, les dalles en bois produisent une flamme pendant un temps court mais ont une combustion en phase solide longue ce qui peut engendrer des incendies couvant alors que les dalles en thermoplastique vont produire une phase de flamme longue qui peut donc propager l'incendie soit par contact direct soit par rayonnement. Par contre, la phase de combustion sans flamme est très courte limitant le risque de feu couvant.

Tableau 3.2: Temps de résidence de flammes et temps de combustion sans flammes pour les deux échantillons à l'échelle matériau

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	Temps de résidence de flammes (s)		Temps de combustion sans flamme (s)	
	Bois	Thermoplastique	Bois	Thermoplastique
9	350,5 (±23,5)	644,6 (±18,1)	2015,5 (±53,5)	95,3 (±15,9)
10	376 (±14,7)	601,2 (±41)	2137,2 (±206,5)	103,0 (±12,9)
12	367,8 (±69,3)	565,3 (±27,3)	2270,0 (±227,1)	128,0 (±44,1)
15	377,3 (±31,7)	587,6 (±4,2)	2113,5 (±336,9)	104,3 (±31,7)
20	355,3 (±25,1)	581,6 (±14,0)	1609,2 (±128,8)	152,0 (±13,1)
25	342,0 (±17,2)	539 (±12,6)	1835,6 (±82,3)	140,0 (±25,9)
30	344,0 (±31,5)	526,7 (±12)	1701,3 (±19,5)	132,0 (±18,5)
35	322,0 (±29,2)	496,3 (±26)	1779,3 (±94,5)	88,0 (±22,1)
40	311,2 (±19,4)	472,0 (±2,9)	1633,0 (±215,1)	112,6 (±22,6)
45	291,5 (±12,1)	431,0 (±15,7)	1607,0 (±287,7)	73,0 (±20,3)
50	289,6 (±25,9)	414,3 (±4,9)	1352,0 (±74,5)	115,0 (±13,6)

La figure 3.7 présente l'évolution temporelle de la puissance dégagée (HRR) surfacique pour un test représentatif du comportement moyen lors de la combustion des deux dalles pour des densités de flux radiatif de 10, 20, 30, 40 et 50 kW/m<sup>2</sup>. Le tableau 3.3 donne le pic de HRR (PHRR) surfacique, le temps auquel apparaît ce pic ( $t_{PHRR}$ ) ainsi que l'énergie totale dégagée (THR) pour les deux dalles aux différentes densités de flux testées. Pour les deux dalles, les courbes de HRR suivent les mêmes variations que celles de MLR. Avant l'allumage, la puissance dégagée est nulle. Après l'allumage piloté, la puissance augmente jusqu'à atteindre un maximum. Pour les dalles thermoplastiques, le pic de HRR varie entre 429,9 et 701 kW/m<sup>2</sup> et augmente linéairement avec la densité de flux à raison de 6,04 kW/m<sup>2</sup> par kW/m<sup>2</sup>. Les valeurs obtenues pour les PHRR sont inférieures à celles trouvées par Tang et coll. [222] pour des échantillons de 100 × 100 × 3 mm<sup>3</sup> de polypropylène pure et de composites de polypropylène (1 160 kW/m<sup>2</sup> pour du polypropylène et entre 448 et 615 kW/m<sup>2</sup> pour les composites obtenu à 50 kW/m<sup>2</sup>). Le temps auquel apparaît le pic de puissance varie également avec la densité de flux. Afin d'éliminer l'influence du temps d'allumage, nous avons soustrait au  $t_{PHRR}$  le temps d'allumage. Cela permet de mettre en évidence que le PHRR pour les dalles thermoplastiques intervient plus tôt lorsque la densité de flux augmente (entre 93,3 (±15,2) et 25,7 (±4,8) s après l'allumage pour des densités de flux comprises entre 10 et 50 kW/m<sup>2</sup>). Pour les échantillons en bois, le PHRR est compris entre 309 et 431,9 kW/m<sup>2</sup>. Ces valeurs sont en accord avec les données trouvées pour le bois dans la littérature (entre 131 et 280 kW/m<sup>2</sup>) pour deux types de contre-plaqués en bois exposés à des densités de flux comprises entre 20 et 50 kW/m<sup>2</sup> [208], entre 54 et 421 kW/m<sup>2</sup> pour différents produits en bois exposés à 50 kW/m<sup>2</sup> obtenus par Östman et Tsantaridis [223] et entre 154 et 329 kW/m<sup>2</sup> pour des produits en bois non traités exposés à 50 kW/m<sup>2</sup> mesuré par White et Sumathipala [224]). Contrairement aux dalles thermoplastiques, les PHRR obtenus pour le bois sont constants jusqu'à une valeur d'exposition de 15 kW/m<sup>2</sup>. Ensuite, le PHRR augmente linéairement avec la densité de flux de chaleur à raison de 4,32 kW/m<sup>2</sup> par kW/m<sup>2</sup>. De plus, le PHRR intervient quelle que soit la densité de flux 27,4 (±8,5) s après l'allumage des dalles. Après le pic, deux comportements sont observés en fonction du type de dalle. Pour les dalles en bois, la puissance diminue juste après le pic comme pour le MLR. Ce comportement a déjà été observé dans différentes études de la littérature [225–227]. On remarque également un changement de pente sur la courbe de HRR au moment de l'extinction de la flamme (flameout). Pendant la phase de combustion sans flamme, la puissance dégagée continue à décroître jusqu'à la complète extinction. Pour les

dallettes thermoplastiques, on observe pour les bas flux, une décroissance lente caractéristique d'une combustion quasi-stationnaire après le maximum de puissance dégagée. Tang et coll. [222] ont étudié la combustion du polypropylène pur ainsi que de composites réalisés à partir de polypropylène et kaolinite sous un cône calorimètre avec une densité de flux de  $50 \text{ kW/m}^2$ . Pour le polypropylène pur, la puissance dégagée présente un pic avec un dégagement maximal de  $1166 \text{ kW/m}^2$  suivi d'une décroissance nette jusqu'à l'extinction. Par contre, pour les composites, un plateau de HRR apparaît après le pic qui a une intensité moins importante (entre  $448$  et  $615 \text{ kW/m}^2$  suivant les additifs). Tang et coll. attribuent la présence du plateau sur les courbes de HRR à la présence des additifs dans les composites. Dans notre cas, la phase de combustion stationnaire serait donc provoquée par la présence du carbonate de calcium utilisé comme agent de charge dans les dalles de terrasse. Ce phénomène est moins visible pour les densités de flux élevée. Après l'extinction de la flamme, le HRR diminue rapidement jusqu'à l'extinction complète.

A partir de ces courbes, l'énergie totale dégagée a été calculée pour les différentes densités de flux. Ce paramètre est quasi constant quelle que soit la densité de flux considérée. Nous avons obtenu  $110,1 (\pm 20,4) \text{ MJ/m}^2$  pour les dalles en bois et  $181,5 (\pm 6,9) \text{ MJ/m}^2$  pour les dalles thermoplastiques. Ainsi, le dégagement de chaleur total est environ 1,7 fois plus faible pour les dalles en bois que pour les dalles thermoplastiques. Pour le bois, le THR obtenu est en accord avec la littérature où les valeurs varient entre  $19$  et  $145 \text{ MJ/m}^2$  pour des produits en bois non traités ayant des épaisseurs similaires ( $11$  et  $12 \text{ mm}$  contre  $11,5 \text{ mm}$  dans notre cas) [223]. Afin de compléter la description de la combustion, l'efficacité de combustion  $\chi$  a été calculée à l'aide de l'équation 1.6 (cf. section 1.3 du chapitre 2). Pour les deux dalles, l'efficacité de la combustion est quasi-constante avec une valeur moyenne de  $89,7 (\pm 7,7) \%$  pour les dalles en bois et  $91,7 (\pm 2,4) \%$  pour les dalles en thermoplastique. Pour les dalles en bois, ce résultat est cohérent avec ceux retrouvés dans la littérature pour différents combustibles lignocellulosiques (entre  $81$  et  $88\%$  pour la combustion de pin [66] et autour  $95\%$  lors de la combustion de ciste et de fougère [16]). Ces résultats nous permettent de conclure que les dalles en thermoplastique sont plus combustibles que les dalles en bois. En effet, les dalles en thermoplastique ont des temps de résidence de flamme, des pics de HRR, une efficacité de combustion, un THR supérieurs à ceux des dalles en bois. Seul le temps de combustion sans flamme est plus élevé pour les dalles en bois.

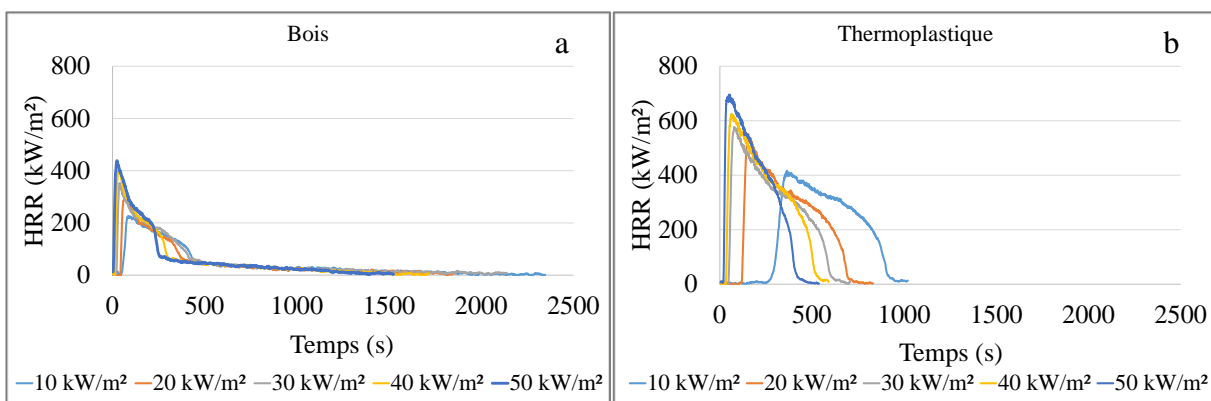


Figure 3. 7 : Evolution temporelle de la puissance dégagée lors de la combustion pour un test représentatif pour des expositions à  $10$ ,  $20$ ,  $30$ ,  $40$  et  $50 \text{ kW/m}^2$  des échantillons a) de bois et b) de thermoplastique

Tableau 3.3: Paramètres de combustibilité des échantillons à l'échelle matériau

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	t <sub>PHRR</sub> (s)	t <sub>PHRR-tign</sub> (s)	THR (MJ/m <sup>2</sup> )	ΔE(kJ/kg)	χ (%)
Echantillons en bois						
9	322,6 (±14,0)	582 (±109,7)	38,3 (±6,6)	105,3 (±11,1)	17 194,3 (±1311,1)	90,3 (±6,8)
10	335,8 (±2,8)	355,8 (±221)	28,8 (±7,4)	112,5 (±19,2)	16 252,1 (±1785,9)	85,3 (±9,4)
12	333,3 (±4,6)	362,3 (±150,5)	36,0 (±1,4)	122,4 (±13,3)	17 180,1 (±455,2)	90,2 (±2,4)
15	319,8 (±14,1)	102,4 (±67,0)	27,5 (±4,7)	118,5 (±27,8)	17 360,7 (±1109,3)	91,2 (±5,8)
20	309,9 (±24,7)	94,6 (±40,1)	27,0 (±10,5)	100,3 (±12,6)	16 908,4 (±908,7)	88,8 (±4,7)
25	316,6 (±15,2)	51,2 (±5,6)	27,6 (±5,1)	107,4 (±19,3)	16 936,9 (±1805,8)	88,9 (±9,5)
30	337,6 (±19,1)	41,2 (±2,2)	22,8 (±4,9)	105,3 (±21,7)	16 631,3 (±1262,2)	87,3 (±6,6)
35	353,8 (±17,3)	32,2 (±3,7)	20,0 (±3,5)	99,7 (±21)	15 698,6 (±785,8)	82,4 (±4,1)
40	396,3 (±26,4)	42,5 (±10,0)	33,0 (±9,1)	118,7 (±15,1)	18 277,9 (±519,3)	95,9 (±2,7)
45	407,2 (±18,9)	36,8 (±7,9)	27,8 (±6,6)	116,1 (±13,4)	18 724,8 (±238,7)	98,3 (±1,2)
50	431,9 (±6,7)	24,2 (±5,0)	18,2 (±5,7)	104,5 (±26,2)	17 374,8 (±2038,4)	87,8 (±9,3)
Echantillons en thermoplastique						
9	429,9 (±1,4)	796,6 (±29,8)	123,3 (±8,6)	191,6 (±4,1)	19 560,6 (±209,8)	94,8 (±1,01)
10	438,9 (±13)	474 (±108,4)	93,3 (±15,2)	184,8 (±7,3)	19 548,0 (±433,2)	94,8 (±2,1)
12	471,8 (±18,5)	442,6 (±38,6)	87,0 (±10,8)	183,9 (±1,5)	19 408,03 (±365,1)	94,1 (±1,76)
15	486,9 (±19,9)	262,6 (±5,5)	67,7 (±11,9)	179,3 (±6,3)	18 966,1 (±152,8)	91,9 (±0,74)
20	533,2 (±20,7)	151,6 (±4,0)	40,7 (±3,7)	181,6 (±1,6)	18 839,4 (±341,3)	91,3 (±1,65)
25	562,8 (±10,5)	105,3 (±2,5)	34,7 (±1,8)	180,5 (±8,9)	18 986,9 (±241,4)	92,0 (±1,17)
30	570,0 (±17,5)	82,5 (±4,0)	33,8 (±5,1)	179,0 (±6,6)	18 427,3 (±480,7)	89,3 (±2,33)
35	591,0 (±30,6)	70,6 (±5,9)	35,0 (±8,5)	178,6 (±6,1)	18 616,4 (±335,7)	90,2 (±1,62)
40	619,1 (±7,4)	66 (±2,4)	36,3 (±2,3)	186,1 (±1,7)	18 682,8 (±59,3)	90,6 (±0,28)
45	661,8 (±11,3)	56,6 (±3,3)	34,0 (±1,6)	175,5 (±3,2)	18 528,8 (±106,2)	89,8 (±0,51)
50	701,2 (±3,6)	45,3 (±5,4)	25,7 (±4,8)	175,7 (±2,9)	18 620,7 (±136,9)	90,3 (±0,66)

### 3.1.3 Analyse des fumées

L'analyse des fumées émises par les deux types de dalles a été réalisée en se basant sur le taux de production de fumées (SPR) ainsi que l'aire d'extinction des fumées (SEA) pendant la phase de flamme. La figure 3.8 présente ces deux paramètres lors de la combustion des deux dalles soumises à des densités de flux de 20 kW/m<sup>2</sup> pour un test représentatif du comportement moyen. Les courbes correspondant aux autres densités de flux sont données en Annexe I. Pour les deux dalles, la production de fumées apparaît principalement pendant la phase de flamme (Fig. 3.8). En dessous de 20 kW/m<sup>2</sup> (Annexe C), de la fumée est également libérée pendant la phase de chauffage avant l'allumage. Ceci est cohérent avec les observations visuelles. Par contre, aucune production de fumée ne se produit pendant la phase de combustion sans flamme.

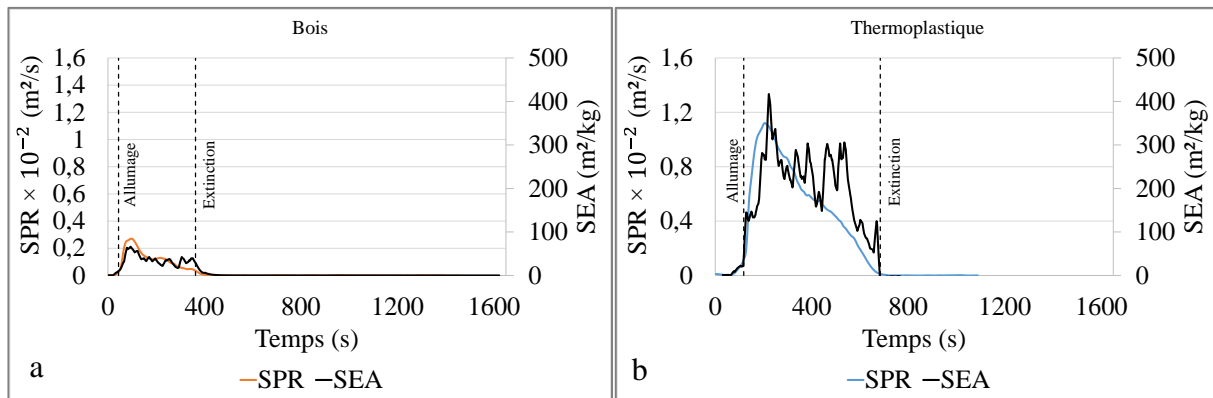


Figure 3. 8: Evolution du SPR et du SEA pour un test en fonction du temps pour les échantillons de a) bois et de b) thermoplastique à 20 kW/m<sup>2</sup>

Le tableau 3.4 présente les valeurs du pic de production de fumée (PSPR), de la production totale de fumée (TSP) et de la moyenne de l'aire d'extinction des fumées (SEA) dans la phase de flamme pour les différentes densités de flux. Pour les dalles en bois, tout comme les PHRR, les PSPR sont tout d'abord constants avec une valeur moyenne de  $4,8 \times 10^{-3}$  ( $\pm 1,9 \times 10^{-3}$ ) m<sup>2</sup>/s jusqu'à une valeur d'exposition de 15 kW/m<sup>2</sup>. Ensuite, les PSPR augmentent linéairement avec la densité de flux où ils varient entre  $5,3 \times 10^{-3}$  ( $\pm 2,9 \times 10^{-3}$ ) et  $17,0 \times 10^{-3}$  ( $\pm 1,6 \times 10^{-3}$ ) m<sup>2</sup>/s. Afin de comparer les résultats avec la littérature, nous avons calculé le taux de production de fumée (RSR en (m<sup>2</sup>/s)/m<sup>2</sup>) en divisant les valeurs de PSPR par la surface des échantillons. Pour le bois, nous obtenons des valeurs comprises entre 1,19 ( $\pm 0,12$ ) et 4,72 ( $\pm 0,47$ ) (m<sup>2</sup>/s)/m<sup>2</sup> pour des densités de flux de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>. Ces valeurs sont supérieures aux données trouvées dans la littérature (valeur moyenne des pics de SPR pour une densité de flux de chaleur de 50 kW/m<sup>2</sup> pendant la phase de flamme de  $6,5 \times 10^{-3} \pm 1,5 \times 10^{-3}$  m<sup>2</sup>/s ce qui correspond à environ 0,81 (m<sup>2</sup>/s)/m<sup>2</sup> pour des brindilles avec un diamètre inférieur à 4 mm d'épaisseur (identifié comme thermiquement fin) et de  $1 \times 10^{-2} \pm 0,2 \times 10^{-2}$  m<sup>2</sup>.s<sup>-1</sup> ce qui correspond à environ 1,25 (m<sup>2</sup>/s)/m<sup>2</sup> pour des brindilles avec un diamètre supérieur ou égal à 4 mm d'épaisseur (identifié comme thermiquement épais) [16]).

Pour les échantillons thermoplastiques, tout comme les PHRR, les PSPR augmentent linéairement avec la densité de flux. Les valeurs varient entre  $7,2 \times 10^{-3}$  ( $\pm 1,1 \times 10^{-3}$ ) et  $31,0 \times 10^{-3}$  ( $\pm 2,3 \times 10^{-3}$ ) m<sup>2</sup>/s, ce qui correspond à des valeurs de RSR comprises entre 2,25 ( $\pm 0,13$ ) et 8,62 ( $\pm 0,65$ ) (m<sup>2</sup>/s)/m<sup>2</sup> pour des densités de flux de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>. A notre connaissance, il n'existe pas de données pour le polypropylène dans la littérature. Pour une densité de flux donnée, la production maximale de fumée est plus élevée pour les dalles en thermoplastique que pour celles en bois. L'évolution de la production totale de fumée en

fonction de la densité de flux suit la même évolution que celle des PSPR pour les dalles en bois. Jusqu'à 15 kW/m<sup>2</sup>, les valeurs sont en effet constantes avec une valeur moyenne de 0,58 (±0,31) m<sup>2</sup>. Entre 15 et 50 kW/m<sup>2</sup>, les TSP augmentent avec l'augmentation de la densité de flux et sont compris entre 0,47 (±0,1) et 1,63 (±0,5) m<sup>2</sup>. Pour les dalles thermoplastiques, les valeurs augmentent avec la densité de flux en variant entre 2,2 (±0,1) et 6,8 (±0,1) m<sup>2</sup>. Afin de comparer les résultats avec la littérature, nous avons calculé le taux de production de fumée surfacique en divisant les valeurs de TSP par la surface des échantillons. Pour le bois, nous obtenons des valeurs comprises entre 154,7 (±34,7) et 453 (±146,8) (m<sup>2</sup> de fumée/m<sup>2</sup> de matériau). Pour une densité de flux de 50 kW/m<sup>2</sup>, les valeurs mesurées sont cohérentes avec celles obtenues pour différents produits en bois exposés à 50 kW/m<sup>2</sup> par Östman et Tsantaridis [223] (500 (m<sup>2</sup> de fumée/m<sup>2</sup> de matériau)). Pour le thermoplastique, les valeurs varient entre 631,8 (±18,9) et 1875,7 (±44,1) (m<sup>2</sup> de fumée/m<sup>2</sup> de matériau).

En se basant sur les données du tableau 3.4, les dalles thermoplastiques émettent par conséquent plus de fumées que les dalles en bois pour une densité de flux donnée. Ce résultat est corroboré par les valeurs de SEA (3 fois plus importante pour le thermoplastique que pour le bois).

Tableau 3.4: Valeurs du pic du taux de production de fumée (PSPR), de la production totale de fumée (TSP) et de la moyenne de l'aire d'extinction des fumées (SEA) dans la phase de flamme pour les deux échantillons à l'échelle matériau

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	PSPR × 10 <sup>-3</sup> (m <sup>2</sup> /s)	TSP (m <sup>2</sup> )	SEA moyen dans la phase de flamme (m <sup>2</sup> /kg)
Echantillon en bois			
9	4,3 (±0,4)	0,63 (±0,1)	73,4 (±11,7)
10	4,8 (±1,1)	0,57 (±0,6)	74,8 (±20,1)
12	4,6 (±1,2)	0,55 (±0,6)	76,6 (±0,6)
15	5,3 (±2,9)	0,61 (±0,2)	75,7 (±30,8)
20	5,5 (±0,9)	0,47 (±0,1)	72,1 (±11,8)
25	9,2 (±3,0)	0,91 (±0,2)	71,6 (±34,2)
30	9,0 (±0,9)	0,93 (±0,3)	69,1 (±12,1)
35	10,2 (±1,6)	1,0 (±0,2)	70,6 (±15,2)
40	12,4 (±0,7)	1,32 (±0,5)	67,6 (±10,2)
45	13,8 (±1,9)	1,16 (±0,1)	74,0 (±2,8)
50	17,0 (±1,7)	1,63 (±0,5)	81,1 (±15,1)
Echantillon en thermoplastique			
9	8,1 (±0,4)	2,2 (±0,1)	151,5 (±8,6)
10	7,2 (±1,0)	2,3 (±0,4)	159,8 (±25,5)
12	9,1 (±0,9)	2,5 (±0,3)	172,4 (±3,2)
15	10,2 (±0,7)	2,4 (±0,07)	178,5 (±9,7)
20	13,9 (±0,9)	3,2 (±0,02)	232,5 (±22,9)
25	17,6 (±0,7)	4,1 (±0,05)	236,4 (±12,1)
30	20,1 (±1,2)	4,9 (±0,2)	214,6 (±20,3)
35	19,8 (±1,3)	5,3 (±0,07)	239,5 (±23,1)
40	23,8 (±1,6)	6,2 (±0,3)	268,9 (±30,6)
45	25,6 (±0,7)	6,1 (±0,2)	267,9 (±19,3)
50	31,0 (±2,3)	6,8 (±0,1)	273,9 (±39,1)

### 3.1.4 Performance au feu

A partir des données d'inflammabilité et de combustibilité, la performance au feu des dallettes a été étudiée en se basant sur le FIGRA (« Fire Growth Rate ») correspondant à la vitesse de développement du feu et le SMOGRA (« Smoke Growth rate ») représentant la vitesse de développement des fumées. Ils ont été calculés comme suit :

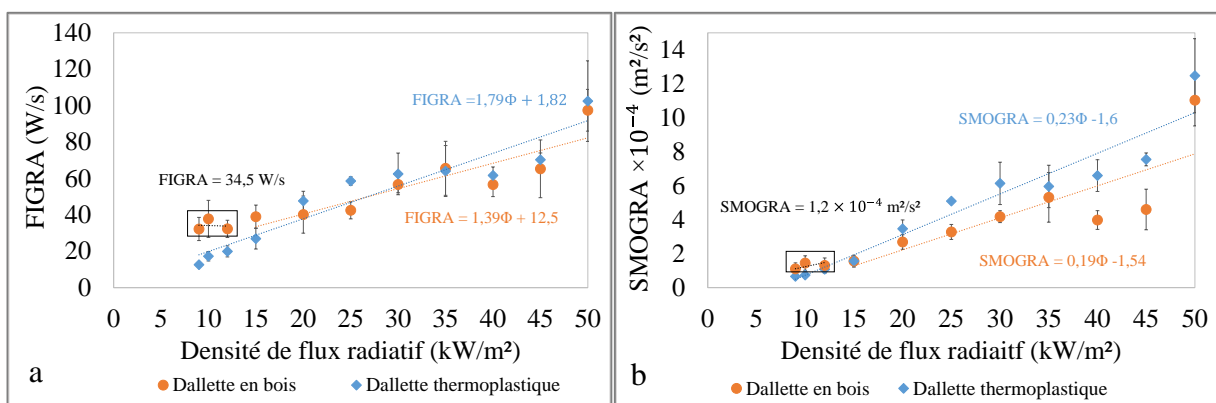
$$FIGRA = \frac{PHRR}{t_{PHRR} - t_{ign}} \quad (3.1)$$

$$SMOGRA = \frac{PSPR}{t_{SPR} - t_{ign}} \quad (3.2)$$

La figure 3.9 présente la valeur de ces deux paramètres pour les différentes densités de flux. Pour les dallettes en bois, le FIGRA et le SMOGRA sont tout d'abord constants pour des densités de flux inférieures à 15 kW/m<sup>2</sup> avec des valeurs moyennes de 34,5 (±8,3) W/s et de 1,5 × 10<sup>-4</sup> (±6,6 × 10<sup>-5</sup>) m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup> respectivement pour les deux paramètres. Pour les densités de flux supérieures, le FIGRA et le SMOGRA augmentent avec la densité de flux et varient entre 40,1 (±14,8) et 97,4 (±14,2) W/s pour le FIGRA et entre 2,6 × 10<sup>-4</sup> (±1,4 × 10<sup>-4</sup>) et 11,0 × 10<sup>-4</sup> (±4,4 × 10<sup>-5</sup>) m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup> pour le SMOGRA.

Pour les dallettes en thermoplastique, le FIGRA et le SMOGRA augmentent linéairement avec la densité de flux. Les valeurs varient entre 12,6 (±0,8) et 102,4 (±22,1) W/s pour le FIGRA et entre 6,6 × 10<sup>-5</sup> (±8,3 × 10<sup>-6</sup>) et 12,4 × 10<sup>-4</sup> (±2,1 × 10<sup>-4</sup>) m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup> pour le SMOGRA.

La comparaison de la performance au feu des deux matériaux est assez difficile car il existe peu de différences entre les FIGRA et SMOGRA des deux types de dalles. Néanmoins, il semblerait que pour des densités de flux inférieures à 20 kW/m<sup>2</sup>, les dallettes en bois ont une vitesse de développement du feu et une vitesse de production de fumées plus importantes que les dallettes en thermoplastiques. Pour les densités de flux supérieures à 20 kW/m<sup>2</sup>, c'est-à-dire à celles que nous pouvons retrouver lors des incendies de végétation, les dallettes en thermoplastique ont une vitesse de développement du feu et une vitesse de production de fumées plus importantes.



### **3.1.5 Conclusion sur le comportement au feu des dalles à l'échelle matériau face à une source radiative**

Dans cette partie, le comportement au feu des deux dalles de terrasse face à une source radiative à l'échelle matériau a été analysé. Pour cela, des échantillons des dalles ont été placés sous un cône calorimètre en faisant varier les densités de flux de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>. Nous avons établi que :

- Le type d'allumage a une grande influence sur le comportement au feu des dalles en bois. En effet, à bas flux, l'allumage peut être causé par les braises ou bien par l'allumeur. Cela conduit à une forte variabilité entre les résultats.
- Pour une densité de flux donnée, le temps d'inflammation est inférieur pour les dalles en bois que pour les dalles en thermoplastique. En effet, les échantillons en thermoplastique doivent atteindre des températures d'inflammation plus importantes pour atteindre la limite d'inflammabilité.
- La densité de flux de chaleur critique pour un délai de 20 min est la même pour les deux échantillons : 9 kW/m<sup>2</sup>. Par contre, pour une densité de flux donnée, le flux massique critique à l'inflammation est supérieur pour les dalles en bois.

Avec ces résultats, nous en déduisons donc que les dalles en bois ont une inflammabilité plus importante que les dalles en thermoplastique. En ce qui concerne la combustibilité :

- Le temps de résidence de flammes des dalles en bois est en moyenne 1,6 fois plus petit que celui des dalles en thermoplastique.
- Le dégagement de chaleur total est environ 1,7 fois plus faible pour les dalles en bois que pour les dalles thermoplastiques.
- Pour une densité de flux donnée, la production de fumée est plus élevée pour les dalles en thermoplastique que pour les dalles en bois.
- Pour des densités de flux élevées, représentative de celles retrouvées dans les incendies de végétation, la vitesse de développement du feu et la vitesse de développement des fumées sont supérieures pour les dalles en thermoplastique.

Avec ces résultats, nous pouvons conclure que les dalles en thermoplastique ont une combustibilité plus importante que celles en bois.



## 3.2 Etude à l'échelle produit

### 3.2.1 Description de la combustion des dalles

Les différentes phases de combustion des dalles à l'échelle produit sont présentées dans les figures 3.10 à 3.12. Pour chaque figure, les photographies de la première rangée ont été enregistrées avec la caméra 2, placée sur le côté du dispositif et celles de la seconde rangée avec la caméra, 1 placée face au dispositif. Les dalles en bois étant composées de plusieurs lames, nous avons étudié l'influence de leur orientation sur le comportement au feu. Deux configurations ont été considérées : la configuration 1, appelée par la suite « dalle parallèle », correspond au positionnement des lames parallèlement au brûleur ; pour la configuration 2, appelée par la suite « dalle perpendiculaire », les lames sont orientées perpendiculairement au brûleur (cf. chapitre 2 section 1.2).

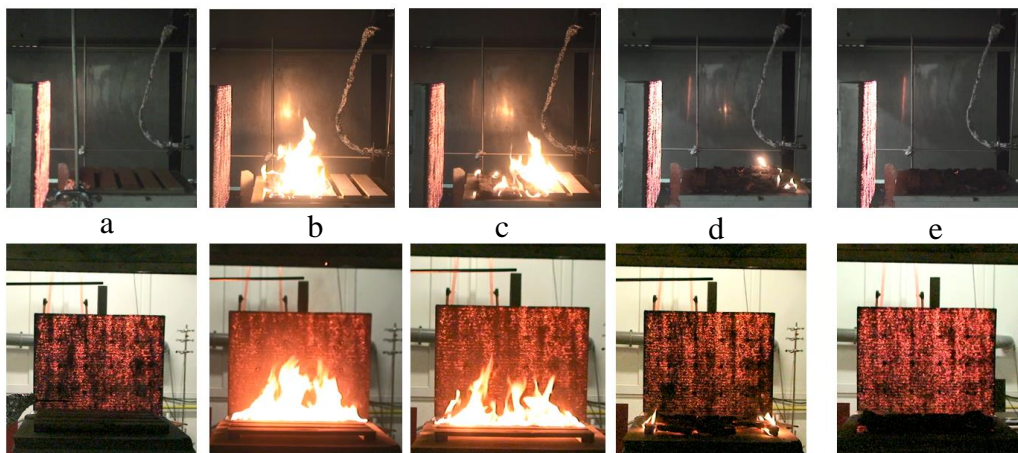


Figure 3. 10: Configuration parallèle : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$  pendant a) la phase de pré-d'allumage ( $t=2 \text{ s}$ ), pendant la phase de propagation b) ( $t=690 \text{ s}$ ), c) ( $t=990 \text{ s}$ ), d) pendant la phase de flamme résiduelle ( $t=1700 \text{ s}$ ) et e) pendant la phase de combustion sans flamme ( $t=2500 \text{ s}$ )

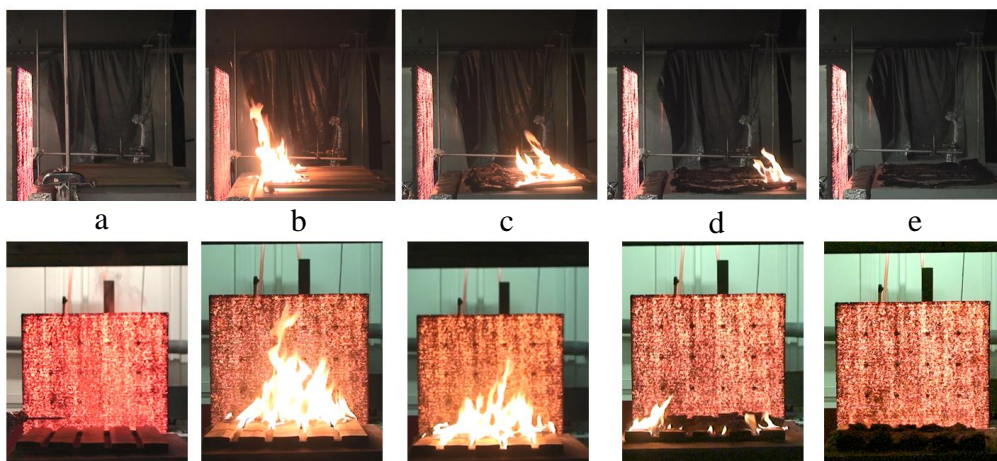


Figure 3. 11: Configuration perpendiculaire : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$  pendant a) la phase de pré-d'allumage ( $t=10 \text{ s}$ ), pendant la phase de propagation b) ( $t=470 \text{ s}$ ), c) ( $t=830 \text{ s}$ ), d) pendant la phase de flamme résiduelle ( $t=1240 \text{ s}$ ) et e) pendant la phase de combustion sans flamme ( $t=1580 \text{ s}$ )

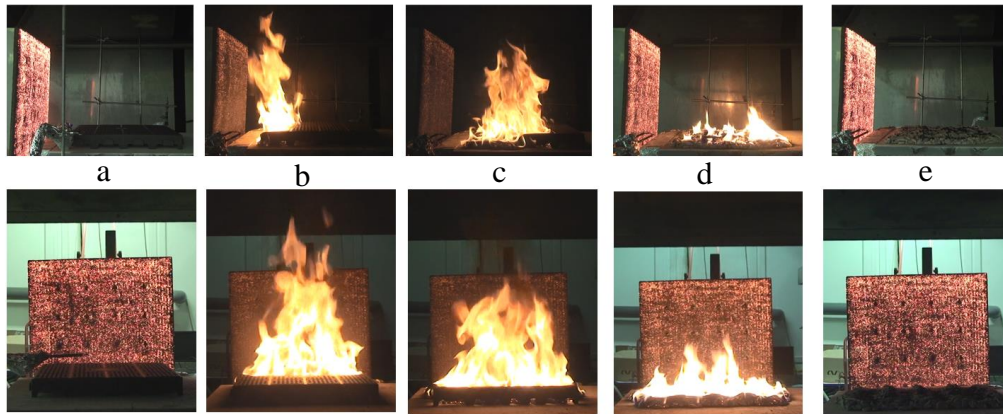


Figure 3. 12: Dalle thermoplastique : Photographies pour les différentes étapes de la combustion pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$  pendant a) la phase de pré-d'allumage ( $t=4 \text{ s}$ ), pendant la phase de propagation b) ( $t=280 \text{ s}$ ), c) ( $t=500 \text{ s}$ ), d) pendant la phase de flamme résiduelle ( $t=1100 \text{ s}$ ) et e) pendant la phase de combustion sans flamme ( $t=2200 \text{ s}$ )

La perte de masse et la vitesse de perte de masse des dalles étudiées ainsi que la position de la tête du front de flamme sont données par la figure 3.13 pour une exposition à une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$ . Rappelons que la position de la tête du front de flamme a été obtenue par traitement image à l'aide d'une caméra visible placée sur le côté du dispositif. Les courbes correspondant aux autres densités de flux sont données en annexe J. Comme à l'échelle matériau, afin de mieux comparer le comportement des dalles, la masse résiduelle (notée  $m_r$ ) présente en fin de combustion a été soustraite à la masse initiale (notée  $m_0$ ) des dalles. Pour l'ensemble des essais, quatre phases peuvent être observées (Fig. 3.13) : une phase de pré-allumage, une phase de propagation de la flamme, une phase de combustion avec flammes résiduelles et une phase de combustion sans flamme. Durant la phase de pré-allumage, nous observons une perte de masse lente (Fig. 3.13) qui s'accompagne de fumée. Lorsque les conditions d'allumage sont remplies, l'allumage des dalles se produit au niveau de l'allumeur ce qui se traduit par une forte augmentation de la vitesse de perte de masse. Le temps d'allumage varie en fonction de la configuration testée et des deux types de dalles. Ce résultat sera détaillé dans la section suivante traitant de l'inflammabilité des dalles. Suite à cette phase d'allumage, le front de flamme s'établit et se propage en direction du combustible imbrûlé.

Pour les dalles thermoplastiques, le front a une forme parabolique avec une tête de front de flamme plus rapide au centre que sur les côtés de la dalle (Fig. 3.12b). La vitesse de propagation moyenne mesurée au niveau de la tête du front est indépendante de la densité de flux et a une valeur d'environ  $0,91 (\pm 0,11) \text{ mm/s}$  (tableau 3.6). Après que la tête du front de flamme ait atteint l'extrémité de la dalle, la totalité de la dalle est en feu et le MLR présente un pic (Fig. 3.13). La figure 3.14 montre le MLR maximal surfacique mesuré pour les différentes densités de flux. Le MLR maximal varie peu avec la densité de flux. Ce résultat diffère de l'échelle matériau où le MLR maximal augmentait avec l'accroissement de la densité de flux. Cela suggère qu'une fois allumée, la combustion de la dalle en thermoplastique n'est plus influencée par le panneau radiant. Afin de comparer les résultats avec la littérature, nous avons estimé la surface de dalle en feu. Cette dernière a été prise égale à la surface de la dalle entière. Avec une surface moyenne de  $0,16 \text{ m}^2$ , nous obtenons ainsi des valeurs maximales de MLR comprises entre  $6,3 (\pm 0,1)$  et  $7,4 (\pm 0,4) \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  pour des densités de flux comprises entre  $14$  et  $40 \text{ kW/m}^2$ . Ces valeurs sont inférieures à celles obtenues à l'échelle matériau (entre  $10,2 (\pm 0,16)$  et  $16,5 (\pm 0,1) \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  pour des densités de flux de  $9$  à  $50 \text{ kW/m}^2$ ). Après le pic de MLR, la vitesse de perte de masse décroît progressivement jusqu'à l'extinction complète. A la fin des essais, la masse résiduelle

représente en moyenne 50,5 ( $\pm 1,3$ ) % de la masse initiale (Fig 3.13b). Ce résultat révèle que l'intégralité de la masse combustible de polypropylène a été consommée (présent à environ 47%) et que du carbonate de calcium a également été partiellement oxydé en oxyde de calcium. Ce résultat suggère que la température des dalles en feu a dépassé les 600°C (température de décomposition du carbonate de calcium en oxyde de calcium et en dioxyde de carbone d'après les résultats de l'analyse thermogravimétrique réalisée et présentée en annexe A). La masse consommée est donc plus importante que celle relevée à l'échelle matériau.

Pour les dalles en bois, la configuration adoptée influence de manière importante l'évolution de la perte de masse. Pour la configuration parallèle, cinq fluctuations apparaissent sur la courbe de MLR qui correspondent au passage du front de flamme d'une lame à l'autre. L'influence des interstices sur le MLR a toutefois de moins en moins d'importance à mesure que la densité de flux imposée augmente (Annexe J). L'orientation des lames a également une forte influence sur la position de la tête du front. La présence des interstices induit un profil en forme de palier. La vitesse globale de propagation du front de flamme est comprise entre 0,36 ( $\pm 0,09$ ) et 0,69 ( $\pm 0,04$ ) mm/s suivant le flux incident (tableau 3.5). Les valeurs maximales de MLR (Fig. 3.14), sont majoritairement atteintes lors de la deuxième fluctuation, correspondant à un front de flamme situés sur les deux premières lames exposées au brûleur. Les pics de MLR sont tout d'abord constants pour les densités de flux légèrement supérieures au flux critique c'est-à-dire entre 17 et 19 kW/m<sup>2</sup> où une valeur moyenne de 8,6 ( $\pm 1,1$ ) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> est obtenue (avec une surface en feu égale à la surface de la dalle entière c'est-à-dire 0,12 m<sup>2</sup>). Pour les densités de flux supérieures, le pic de MLR augmente avec la densité de flux et est compris entre 8,3 ( $\pm 0,8$ ) et 10,9 ( $\pm 1,1$ ) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> s entre 20 et 40 kW/m<sup>2</sup>. Ces valeurs sont inférieures à celles mesurées à l'échelle matériau (entre 18,7 et 25,3 pour densités de flux de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>). Après que la tête du front ait atteint l'extrémité de la dalle, le MLR présente un plateau représentatif d'une combustion quasi-stationnaire. Pendant cette phase, des flammes résiduelles sont observées sur les bords de la dernière lame de la dalle ce qui conduit à une vitesse de perte de masse quasi-constante. Une fois les flammes éteintes, le MLR diminue jusqu'à l'extinction.

Pour la configuration perpendiculaire, la vitesse de perte de masse augmente rapidement pour atteindre un pic lorsque le front de flamme est approximativement au centre de la dalle. Comme pour la configuration parallèle, les pics de MLR sont tout d'abord constants (8,8 ( $\pm 0,5$ ) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>) pour des densités de flux comprises entre 11 et 14 kW/m<sup>2</sup>, c'est-à-dire juste au-dessus du flux critique d'allumage (Fig. 3.14). Ensuite, le pic de MLR augmente avec la densité de flux en variant entre 8,6 ( $\pm 1,4$ ) et 11,2 ( $\pm 0,2$ ) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pour des densités de flux comprises entre 15 et 40 kW/m<sup>2</sup>. Quelle que soit la densité de flux radiatif, les valeurs de pics de MLR sont légèrement plus élevées pour la configuration perpendiculaire que pour la configuration parallèle. De plus, les valeurs obtenues pour les deux configurations des dalles en bois sont supérieures à celles obtenues pour les dalles en thermoplastique. Nous avons déjà trouvé ce résultat à l'échelle matériau. Après le pic de MLR, la vitesse de perte de masse diminue jusqu'à la fin de la propagation. La propagation du front de flamme se produit à une vitesse quasi-constante variant entre 0,56 ( $\pm 0,05$ ) et 0,79 ( $\pm 0,14$ ) mm/s selon les densités de flux imposées. Au moment où la tête du front de flamme atteint l'extrémité des dalles, le MLR augmente à nouveau dû à la combustion de la lame plus épaisse située à l'extrémité de la dalle. Une fois les flammes éteintes, le MLR décroît jusqu'à l'extinction complète.

A la fin de ces essais, pour les deux configurations étudiées des dalles en bois, il reste 14,9 ( $\pm 1,8$ ) % de la masse initiale, ce qui correspond aux cendres et aux imbrûlés (Fig. 3.15a). La quantité de résidus augmente à mesure que l'on s'éloigne du panneau radiant montrant que l'efficacité de la combustion diminue au cours de l'expérience.

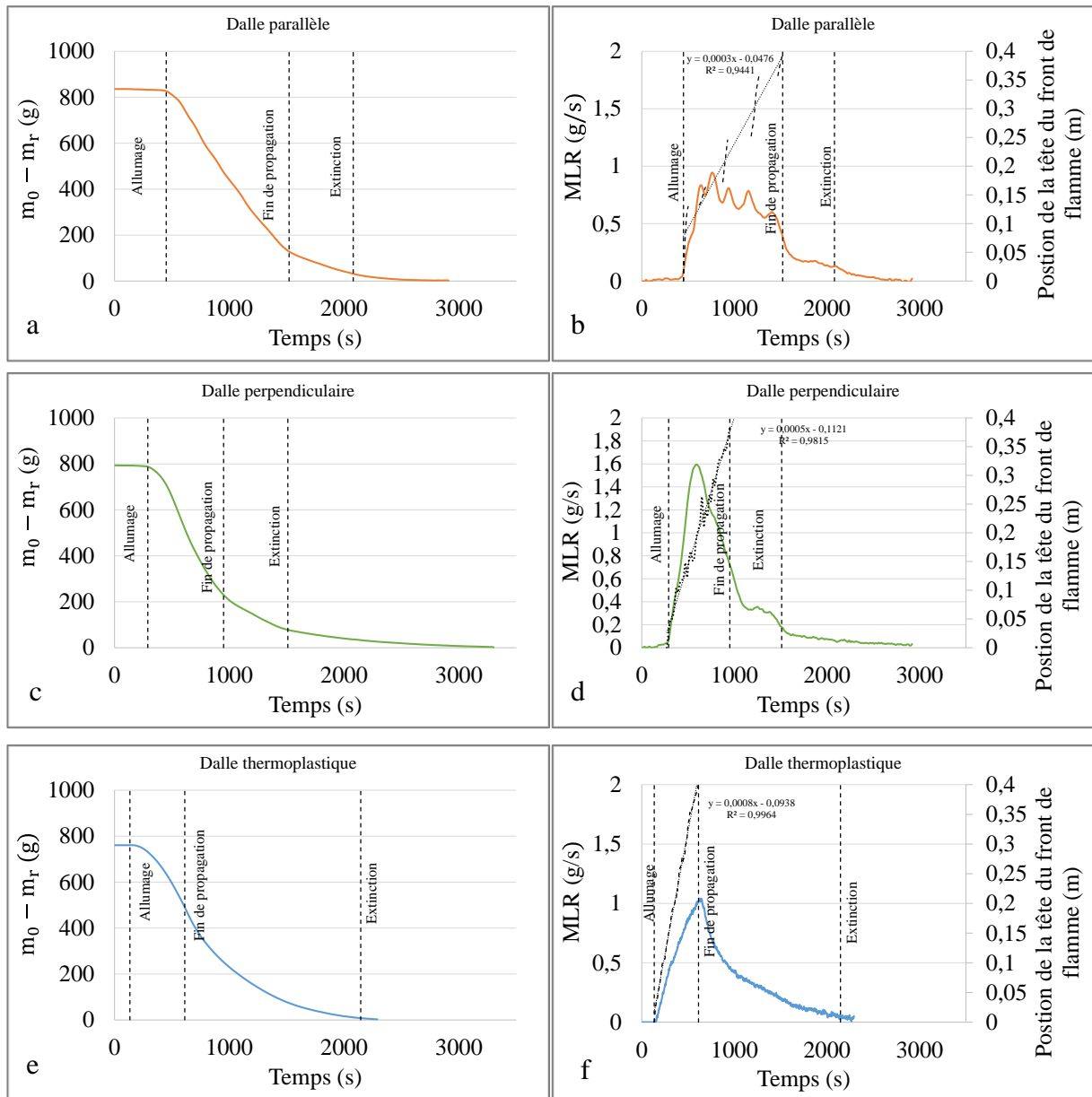


Figure 3. 13 : Evolution temporelle de la perte de masse, de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles étudiées pour une exposition à 20 kW/m<sup>2</sup>

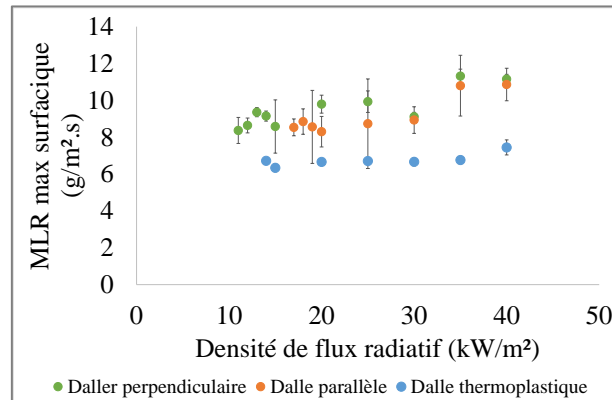


Figure 3. 14 : MLR maximal surfacique moyen obtenu pour les dalles étudiées à l'échelle produit en fonction de la densité de flux radiatif

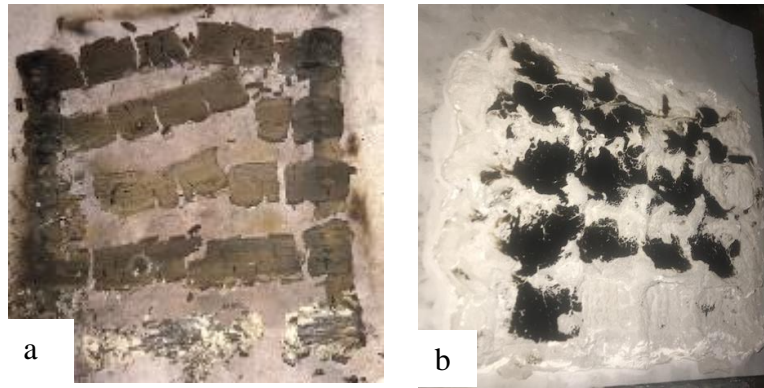


Figure 3. 15: Résidu après combustion a) de la configuration parallèle et b) pour la dalle en thermoplastique à l'échelle produit

On constate que, pour une même densité de flux, les pics de MLR mesurés lors des expériences en configuration perpendiculaire sont supérieurs à ceux obtenus avec la configuration parallèle. Par ailleurs, les pics de MLR mesurés pour les dalles thermoplastiques sont inférieurs à ceux obtenus avec les dalles en bois. En ce qui concerne la vitesse de propagation du front de flamme, elle est entre 1,1 et 1,8 fois plus élevée pour la configuration perpendiculaire que pour la configuration parallèle pour une même densité de flux. La vitesse obtenue pour les dalles thermoplastiques est en moyenne 1,9 fois supérieure à celle obtenue pour la configuration parallèle et 1,3 fois supérieure à celle mesurée avec une configuration perpendiculaire. L'écart entre les vitesses de propagation a tendance à diminuer lorsque le flux imposé augmente. Les différences observées sur la perte de masse des dalles se reflètent également sur la valeur de la hauteur de flamme. La figure 3.16 présente les hauteurs de flamme maximale et moyenne obtenues pour un test avec une exposition à une densité de flux de 20 kW/m<sup>2</sup>. Les hauteurs de flamme aux autres densités de flux sont données en Annexe E. Le tableau 3.6 présente les moyennes calculées avec tous les essais de la hauteur de flamme maximale et de la hauteur de flamme moyenne en fonction des différentes densités de flux. Pour les deux configurations, la hauteur de flamme suit les mêmes tendances que la vitesse de perte de masse. On retrouve notamment pour la configuration parallèle les fluctuations de la hauteur de flamme dues au passage du front d'une lame à une autre. Par ailleurs, pour les dalles en bois, les pics de hauteur de flamme sont maximaux lorsque le pic de MLR est maximal durant la phase de propagation. En revanche, ce n'est pas le cas pour les dalles en thermoplastique. En effet, la hauteur de flamme maximale est atteinte bien avant le pic de MLR. Cela est probablement dû au fait qu'après l'allumage, au fur et à mesure de la dégradation du polypropylène, sa surface supérieure régresse progressivement. Ainsi la hauteur de flamme maximale intervient après l'allumage c'est-à-dire avant que la surface de la dalle régresse significativement. Pour les dalles en bois, quelle que soit la configuration considérée, les hauteurs de flammes semblent indépendantes de la densité de flux. Nous retrouvons en moyenne sur tous les essais une valeur maximale de 0,32 ( $\pm 0,03$ ) m pour la configuration parallèle et de 0,34 ( $\pm 0,04$ ) m pour la configuration perpendiculaire. Pour les deux configurations, la moyenne de la hauteur maximale est en moyenne 4,5 fois plus élevée que la moyenne de la hauteur moyenne (0,07 ( $\pm 0,01$ ) m pour la configuration parallèle et de 0,08 ( $\pm 0,01$ ) m pour la configuration perpendiculaire). Nous observons que la moyenne de la hauteur de flamme moyenne est moins élevée pour la configuration perpendiculaire que pour la configuration parallèle. En revanche, la moyenne de la hauteur maximale est plus importante dans le cas perpendiculaire. Cela est dû au fait que dans le cas perpendiculaire, les interstices positionnées dans le même sens de propagation, rompent la linéarité du front de flamme. Ce dernier est composé d'un ensemble de flammettes contrairement au cas parallèle où il est continu (Fig. 3.10). Une fois la propagation terminée, on remarque une remontée de la hauteur de flamme pour les deux configurations.

Pour les dalles parallèles, cela correspond à la présence des flammes résiduelles, situées sur les flancs de la dalle qui sont plus épais, juste avant l'extinction. Pour la configuration perpendiculaire, la hauteur de flamme augmente une deuxième fois à cause de la combustion de la lame plus épaisse située à l'extrémité de la dalle. La hauteur des flammes est toutefois plus faible durant cette phase que durant la propagation. En moyenne, pour  $20 \text{ kW/m}^2$ , la moyenne de la hauteur maximale est de  $0,32 (\pm 0,05) \text{ m}$  pour la configuration parallèle et de  $0,36 (\pm 0,04) \text{ m}$  pour la configuration perpendiculaire. Pour la hauteur de flamme moyenne, nous avons obtenu  $0,07 (\pm 0,04) \text{ m}$  pour la configuration parallèle et  $0,06 (\pm 0,01) \text{ m}$  pour la configuration perpendiculaire. Nous retrouvons donc une hauteur de flamme maximale en moyenne 0,9 fois plus faible pour la configuration parallèle. En revanche, la moyenne de la hauteur de flamme moyenne est plus importante. Comme énoncé précédemment, cela est dû à un front de flamme plus linéaire dans ce cas. Pour les dalles thermoplastiques, les moyennes de hauteurs de flamme maximale et moyenne semblent indépendante de la densité de flux. La hauteur maximale de flamme est en effet comprise entre  $0,37$  et  $0,42 \text{ m}$  et la hauteur moyenne entre  $0,05$  et  $0,07 \text{ m}$ . Les hauteurs maximales sont donc en moyenne 5,9 fois plus élevées que la hauteur moyenne. Une fois la propagation terminée, les flammes résiduelles ont une hauteur qui reste constante (entre  $0,14$  et  $0,2 \text{ m}$  pour les hauteurs maximales et entre  $0,6$  et  $0,1 \text{ m}$  pour les hauteurs moyennes) durant environ  $800 \text{ s}$  avant de décroître jusqu'à l'extinction des flammes. Si l'on compare la géométrie du front de flamme obtenue pour les deux types de dalle, on remarque que les flammes sont plus hautes lors de la combustion des dalles thermoplastiques. Les hauteurs maximales obtenues pour les dalles thermoplastiques sont en effet en moyenne 1,1 fois supérieures à celles obtenues pour la configuration parallèle et 1,2 fois supérieures à celles obtenues pour la configuration perpendiculaire.

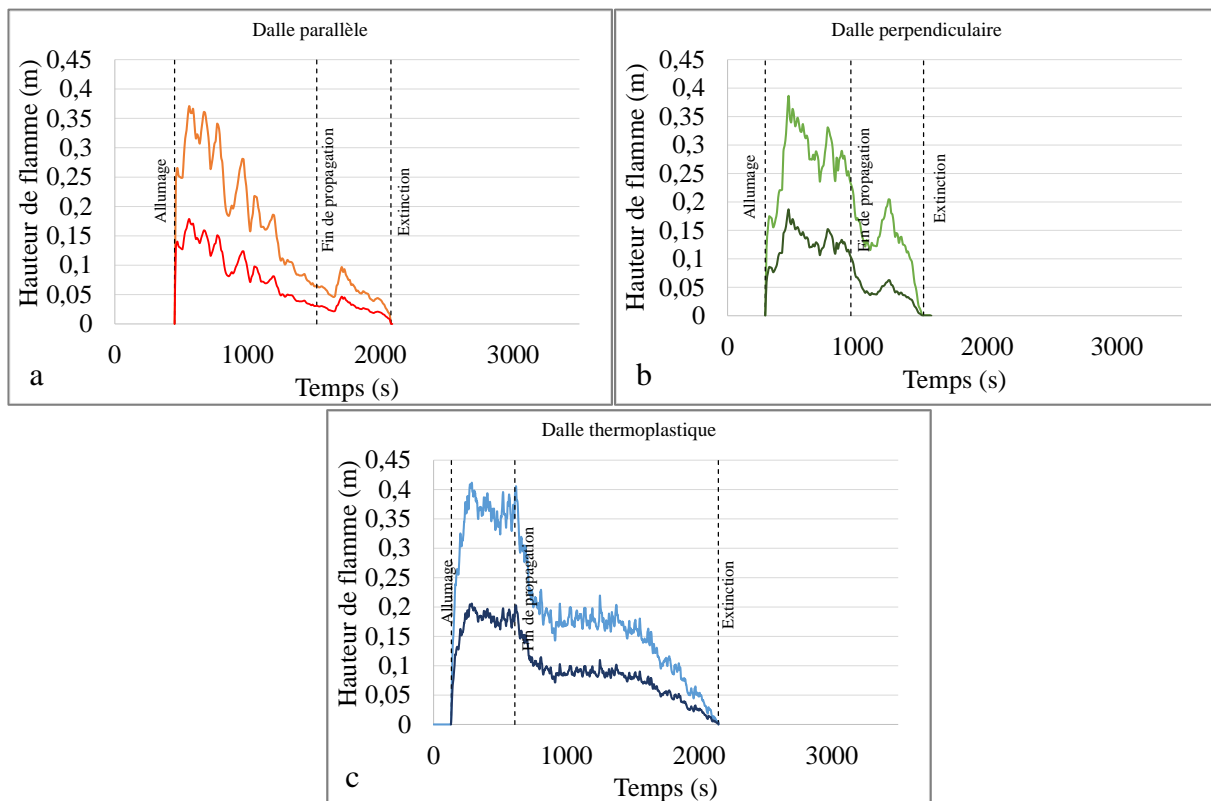


Figure 3. 16: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne (un test) pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$  pour a) les dalles en bois en configuration parallèle, b) les dalles en bois en configuration perpendiculaire et c) les dalles thermoplastiques

Tableau 3. 5 : Vitesse de propagation moyenne, moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme maximale et moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme moyenne en fonction de la densité de flux pour la combustion des dalles à l'échelle produit

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	Vitesse de propagation moyenne (mm/s)	Moyenne calculée avec tous les essais de la hauteur de flamme maximale (m)	Moyenne calculée avec tous les essais de la hauteur de flamme moyenne (m)
<b>Dalle bois - Configuration parallèle</b>			
17	0,43 (±0,02)	0,29 (±0,01)	0,06 (±0,01)
18	0,38 (±0,04)	0,32 (±0,01)	0,07 (±0,01)
19	0,36 (±0,09)	0,33 (±0,01)	0,06 (±0,01)
20	0,45 (±0,08)	0,32 (±0,05)	0,07 (±0,04)
25	0,43 (±0,17)	0,33 (±0,04)	0,07 (±0,03)
30	0,50 (±0,13)	0,33 (±0,04)	0,08 (±0,04)
35	0,69 (± 0,04)	0,32 (±0,03)	0,10 (±0,03)
40	0,65 (± 0,05)	0,32 (±0,06)	0,07 (±0,04)
<b>Dalle bois - Configuration perpendiculaire</b>			
11	0,59 (±0,22)	0,30 (±0,006)	0,07 (±0,01)
12	0,56 (±0,09)	0,32 (± 0,02)	0,06 (±0,01)
13	0,69 (±0,04)	0,39 (±0,02)	0,06 (±0,01)
14	0,56 (±0,05)	0,36 (±0,02)	0,06 (±0,01)
15	0,62 (±0,16)	0,34 (±0,03)	0,07 (±0,01)
20	0,76 (±0,18)	0,36 (±0,04)	0,06 (±0,01)
25	0,76 (±0,19)	0,37 (±0,02)	0,06 (±0,01)
30	0,56 (±0,14)	0,30 (±0,03)	0,06 (±0,01)
35	0,79 (±0,14)	0,33 (±0,04)	0,05 (±0,01)
40	0,69 (±0,08)	0,36 (±0,04)	0,06 (±0,01)
<b>Dalle thermoplastique</b>			
14	1,04 (±0,08)	0,39 (±0,01)	0,07 (±0,01)
15	0,90 (± 0,10)	0,42 (±0,009)	0,07 (±0,01)
20	0,97 (±0,10)	0,42 (±0,01)	0,07 (±0,01)
25	0,85 (±0,10)	0,40 (±0,01)	0,07 (±0,01)
30	0,85 (±0,06)	0,37 (±0,01)	0,07 (±0,01)
35	0,94 (±0,10)	0,38 (±0,02)	0,05 (±0,01)
40	0,88 (±0,10)	0,37 (±0,03)	0,05 (±0,01)

## 3.2.2 Réaction au feu

### 3.2.2.1 Inflammabilité

L'inflammabilité des dalles a été caractérisée à partir du temps d'allumage, de la température de surface au moment de l'allumage, du flux massique critique ainsi que de la densité de flux radiatif critique. La figure 3.17 présente les temps d'allumage moyens en fonction de la densité de flux pour les différentes dalles étudiées.

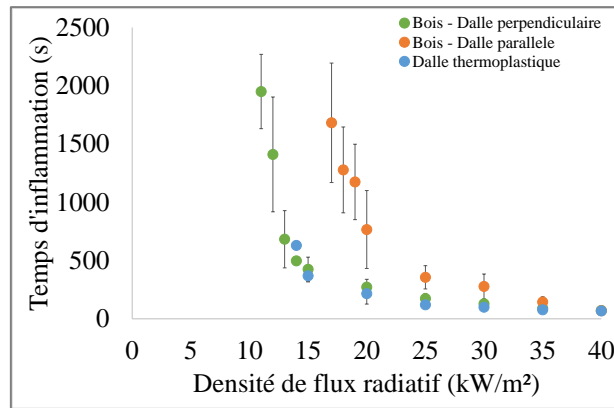


Figure 3. 17 : Temps d'allumage moyen en fonction de la densité de flux

A l'échelle produit, les densités de flux critique (valeur pour laquelle aucun allumage ne se produit pour un délai de 40 min) sont de 11 et 17 kW/m<sup>2</sup> pour les dalles en bois positionnées suivant les configurations perpendiculaire et parallèle, respectivement. Pour la configuration perpendiculaire, la valeur de la densité de flux critique se situe dans la plage de flux critique rencontrée pour le bois (entre 8 et 13 kW/m<sup>2</sup> [215,217,218]). En revanche, celle obtenue pour la configuration parallèle est supérieure. Les différences observées entre les deux configurations sont dues à la surface de matériau exposée face au brûleur radiant. Dans le cas perpendiculaire, la surface exposée au brûleur est de 91 cm<sup>2</sup> car une latte de bois maintient les lames de la dalle faisant face au brûleur (Fig. 3.18.a). Pour la configuration parallèle (Fig. 3.18b), la surface exposée n'est que de 55 cm<sup>2</sup>. Il y a donc une surface supérieure de bois exposée au brûleur dans la configuration perpendiculaire, ce qui favorise l'allumage des dalles. Pour les dalles en thermoplastique, nous avons obtenu une densité de flux critique de 14 kW/m<sup>2</sup> ce qui lui confère une inflammabilité intermédiaire entre les dalles en bois suivant la configuration parallèle et perpendiculaire.

En ce qui concerne les temps d'allumage, on observe une variabilité importante des données lorsque l'on s'approche de la densité de flux critique. Toutefois, comme à l'échelle matériau, les temps d'allumage diminuent lorsque la densité de flux augmente. Jusqu'à 35 kW/m<sup>2</sup>, pour une densité de flux donnée, le temps d'allumage le plus faible est obtenu pour les dalles thermoplastiques (entre 77,3 et 629,6 s pour des densités de flux comprises entre 14 et 35 kW/m<sup>2</sup>) suivies par les dalles en bois placées en position perpendiculaire (entre 90,3 et 1950,6 s pour des densités de flux comprises entre 11 et 35 kW/m<sup>2</sup>) puis par les dalles en bois en position parallèle (entre 144,6 et 1682,5 s pour des densités de flux comprises entre 17 et 35 kW/m<sup>2</sup>). Les faibles temps d'allumage des dalles thermoplastiques sont certainement dus au fait que leur surface exposée au brûleur (environ 180 cm<sup>2</sup>, cf Fig. 3.18c) est supérieure à celles des dalles en bois. En effet, rappelons qu'à l'échelle matériaux, les échantillons de bois s'allumaient plus rapidement que ceux en thermoplastique pour une même surface d'exposition. Pour 40 kW/m<sup>2</sup>, les temps d'allumage sont similaires pour toutes les dalles étudiées. A partir de ces données, nous avons déterminé le comportement thermique des dalles. Le détail de la démarche est présenté en Annexe F. Les deux configurations des dalles en bois peuvent être considérées comme thermiquement épaisses. L'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation est en effet proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur à 0,98 pour les deux configurations. Ce même résultat a été observé à l'échelle matériau. En revanche, les dalles en thermoplastique peuvent être considérées comme thermiquement fines. En effet, l'inverse du temps d'inflammation est proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur à 0,99.



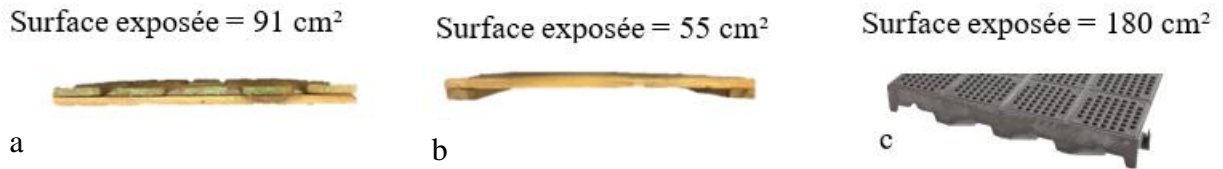


Figure 3. 18: Photographies des faces exposées au brûleur pour la a) dalle en bois suivant la configuration perpendiculaire b) dalle en bois suivant la configuration parallèle et c) dalle thermoplastique

Afin de compléter notre description de l'inflammabilité des dalles, nous avons également tracé la température de surface mesurée par la caméra IR pour les dalles étudiées. La figure 3.19.a présente l'évolution temporelle de la température mesurée par un curseur de 9 pixel placé au niveau de l'allumage des dalles pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$ . Une fois le panneau radiant allumé, la température de surface des dalles augmente rapidement jusqu'à l'allumage qui est caractérisé par un saut de température. Pendant cette phase, la vitesse de montée en température est d'autant plus rapide que la densité de flux imposée est grande. La figure 3.19.b montre les températures mesurées au moment de l'allumage pour les différentes densités de flux imposées. Pour les deux configurations étudiées des dalles en bois, les températures de surface au moment de l'allumage varient entre  $266$  et  $368 \text{ }^\circ\text{C}$ . Ces résultats sont en accord avec les valeurs trouvées dans la littérature [217] pour l'allumage piloté du bois (entre  $210$  et  $497^\circ\text{C}$ ) ou pour les dallettes à l'échelle matériau. Jusqu'à une densité de flux de  $35 \text{ kW/m}^2$ , les températures mesurées pour la configuration parallèle sont supérieures à celles obtenues pour la configuration perpendiculaire. En effet, la quantité de gaz combustibles produit par la dégradation de la tranche exposée au panneau dans le cas parallèle n'est pas suffisante pour maintenir la combustion. Il faut également qu'une partie de la surface supérieure de la dalle se dégrade pour qu'il y ait allumage (fig. 3.20a). Dans le cas perpendiculaire, la dégradation de la tranche qui a une surface supérieure semble suffire à provoquer l'allumage piloté. Par conséquent, au moment de l'allumage, la température de surface a moins augmenté (Fig. 3.20b). Pour les dalles en thermoplastique, les températures de surface sont plus importantes pour les densités de flux proches du flux critique, avec des valeurs variant entre  $362$  et  $237,5^\circ\text{C}$  pour des densités de flux allant de  $14$  à  $20 \text{ kW/m}^2$ . A partir de  $25 \text{ kW/m}^2$ , les températures de surface deviennent indépendantes de la densité de flux imposée et se situent autour de  $210 \text{ }^\circ\text{C}$ . Ces valeurs sont très inférieures aux températures d'allumage mesurées à l'échelle matériau ( $358,3 (\pm 23,7) \text{ }^\circ\text{C}$ ). En effet, comme indiqué précédemment, le thermoplastique se comporte comme un matériau thermique fin à cette échelle. Il n'existe donc pas de gradient de température au sein de l'épaisseur de la surface exposée au panneau ce qui favorise l'allumage des dalles.

La figure 3.19c présente le flux massique surfacique au moment de l'allumage pour les différents cas étudiés. Pour l'ensemble des dalles, cette grandeur semble peu dépendante de la densité de flux. Nous obtenons en moyenne des flux massiques surfaciques de  $10,10 \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ ,  $4,63 \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  et  $0,95 \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ , pour les dalles en bois en position parallèle, les dalles en bois en position perpendiculaire et les dalles thermoplastiques respectivement. Nous retrouvons donc des flux massiques critiques surfaciques plus importants pour la configuration parallèle. Ce résultat est cohérent avec le fait, qu'en plus de la tranche exposée, une partie de la surface supérieure de la dalle doit se dégrader pour qu'il y ait allumage. La surface totale préchauffée impliquée dans l'allumage est donc plus importante pour la configuration parallèle.

Pour les dalles en bois, ces valeurs sont supérieures à celles mesurées à l'échelle matériau (entre  $1,55 (\pm 0,19)$  et  $2,10 (\pm 0,30) \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ ). Cela est probablement dû au fait que la dilution est moins

forte avec le cône qui par sa géométrie permet de concentrer les produits de pyrolyse. Pour les dalles en thermoplastique, les valeurs mesurées sont cohérentes avec celles obtenues à l'échelle matériau (entre  $0,90 (\pm 0,04)$  et  $1,15 (\pm 0,14) \text{ g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$ ). Ce résultat serait expliqué dans la section relative à l'analyse de l'effet d'échelle, il semble lié au rapport entre les dimensions de la source d'allumage et de la cible.

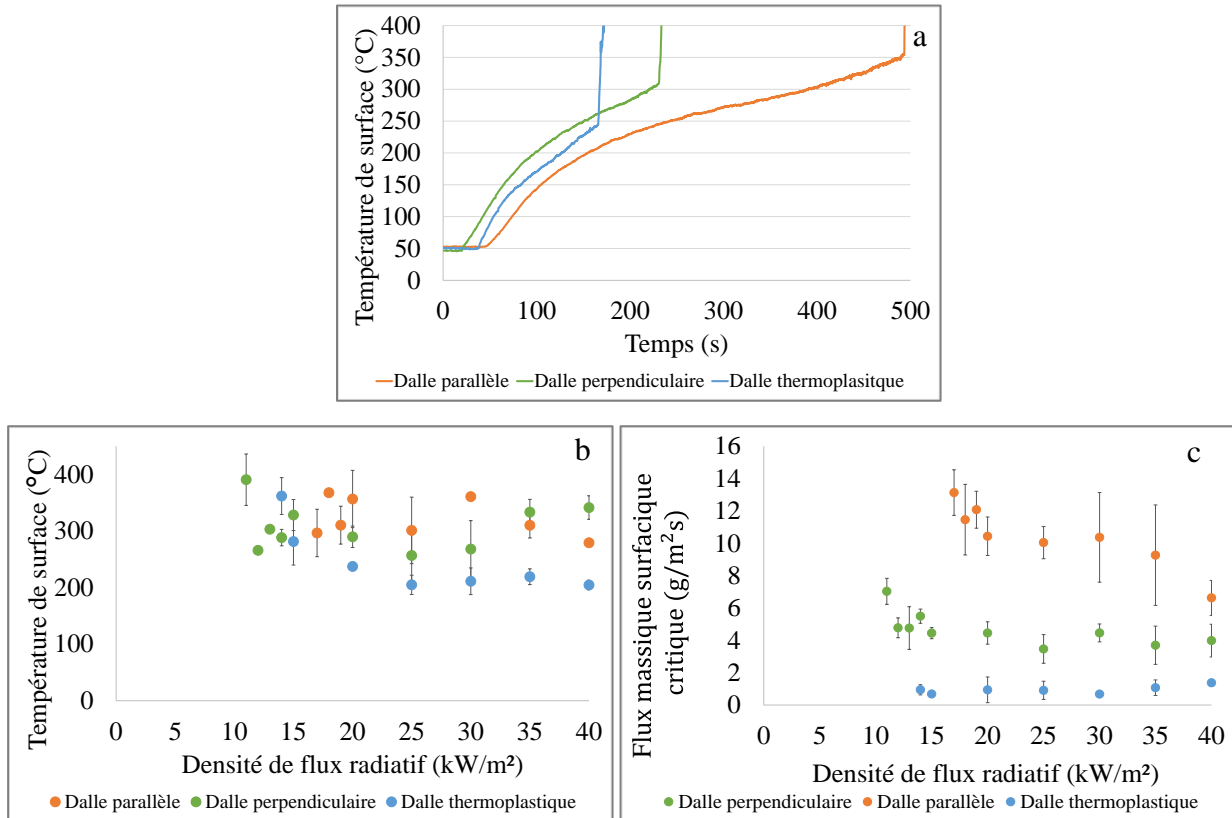


Figure 3. 19: a) Evolution temporelle de la température de surface pour une exposition à une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$ , b) Température de surface au moment de l'allumage et c) Flux massique surfacique critique au moment de l'allumage pour les dalles étudiées à l'échelle produit

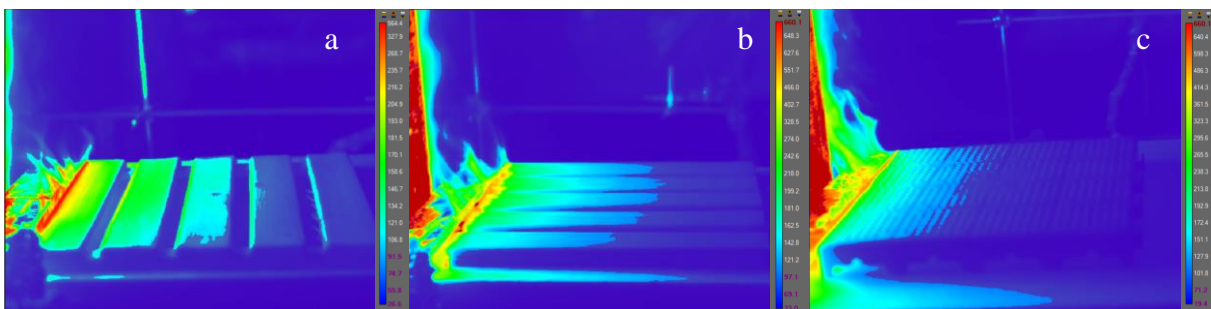


Figure 3. 20 : Photographies réalisées avec la caméra IR pendant l'allumage a) de la configuration parallèle, b) de la configuration perpendiculaire et c) des dalles en thermoplastique pour une densité de flux de  $20 \text{ kW/m}^2$

Ainsi, sur la base du temps d'allumage, de la température de surface au moment de l'allumage et du flux massique surfacique critique, les dalles en thermoplastique sont plus inflammables que les dalles en bois. Par ailleurs, la configuration perpendiculaire est plus inflammable que la configuration parallèle à cause de sa plus forte surface exposée.

### 3.2.2.2 Combustibilité

La combustibilité des dalles a été caractérisée à l'aide du temps de résidence de flamme, du temps de combustion sans flamme et de la puissance dégagée (HRR). Le tableau 3.6 présente le temps de résidence de flamme et le temps de combustion sans flamme en fonction de la densité de flux radiatif. Il convient de noter que le temps de résidence de flamme correspond au temps entre l'allumage et la fin de la phase de flammes résiduelles (Fig. 3.10d). Le temps de résidence de flamme peut être considéré comme constant quelle que soit la densité de flux radiatif imposée pour les toutes les dalles étudiées. Le temps de résidence de flamme est en moyenne de 1656,3 ( $\pm$  111,7) s pour les dalles en bois en configuration perpendiculaire, de 1506,6 ( $\pm$  194,9) s pour les dalles en bois en configuration parallèle et de 2586,8 ( $\pm$  342,1) s pour les dalles en thermoplastique (Tableau 3.6). Le temps de résidence de flamme pour les dalles thermoplastiques est donc 1,56 fois plus élevé que celui des dalles en bois en configuration perpendiculaire et 1,71 fois plus élevé que celui des dalles en bois en configuration parallèle. Malgré une vitesse de propagation du front de flamme supérieure pour les dalles de bois en position perpendiculaire par rapport à la position parallèle, le temps de résidence de flamme des deux configurations est quasi-identique.

Pour la configuration perpendiculaire, le temps de propagation est en effet inférieur à celui de la configuration parallèle. Mais, le temps de flammes résiduelles est supérieur. En ce qui concerne les dalles thermoplastiques, la phase de propagation ne représente en moyenne que 15,6 % du temps de résidence de flamme. La majeure partie du temps de flamme est par conséquent due à la combustion post propagation. En ce qui concerne le temps de combustion sans flamme, sa durée diminue lorsque la densité de flux augmente pour les deux configurations étudiées. Cela est probablement dû au fait qu'avec le panneau radiant, on augmente la température des charbons à haut flux ce qui favorise leur combustion. En revanche, elle semble indépendante de la densité de flux pour les dalles thermoplastiques. Comme énoncé précédemment, une fois allumée, les dalles ne semblent pas être influencées par le panneau radiant. Pour les dalles en bois, cette phase représente entre 27,2 et 66,1 % du temps total de combustion. Par contre, pour les dalles thermoplastiques, la phase de combustion sans flamme ne dépasse pas 6,6 % du temps total de combustion.

Afin de compléter l'étude de la combustibilité, la puissance dégagée par la combustion des dalles a été analysée. La figure 3.21 montre l'évolution temporelle du HRR pour un test représentatif du comportement moyen des dalles étudiées pour des expositions de 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup>. Les courbes de HRR suivent les mêmes tendances que celles du MLR. Elles augmentent brusquement au moment de l'allumage. Pour les dalles en bois en position parallèle, on retrouve sur le HRR les fluctuations dues au passage de front de flamme d'une lame de bois à une autre. Pour les dalles en bois en position perpendiculaire, le HRR atteint un pic lorsque le front de flamme est approximativement au centre de la dalle puis décroît jusqu'à l'extinction complète. Pour les dalles en thermoplastique, le HRR présente un unique pic dont le maximum apparaît lorsque la dalle est entièrement en feu. Puis comme le MLR, le HRR diminue jusqu'à l'extinction complète. Le tableau 3.7 présente les paramètres de combustibilité des dalles à

l'échelle produit. Les pics les plus élevés sont obtenues pour les dalles en thermoplastiques avec des valeurs comprises entre 246,5 ( $\pm 15,2$ ) et 280,8 ( $\pm 15,9$ ) kW/m<sup>2</sup>. A l'échelle matériau, nous avons également relevé des pics de HRR supérieurs pour les dalles en thermoplastique. En revanche, les valeurs obtenues sont inférieures (entre 429,9 et 701 kW/m<sup>2</sup>).

Tableau 3. 6 : Temps de résidence de flamme, de propagation, de combustion avec flammes résiduelles et de combustion sans flamme

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	Temps de résidence de flamme (s)	Temps de la phase de propagation des flammes (s)	Temps de combustion avec flammes résiduelles en fin de combustion (s)	Temps de combustion sans flamme (s)
<b>Dalle en bois en configuration parallèle</b>				
17	1414,0 ( $\pm 28,0$ )	716,6 ( $\pm 54,3$ )	938,0 ( $\pm 195,0$ )	2380,6 ( $\pm 192,7$ )
18	1545,5 ( $\pm 125,5$ )	835,0 ( $\pm 5,0$ )	1127,6 ( $\pm 236,4$ )	2028,6 ( $\pm 403,1$ )
19	1785,0 ( $\pm 54,0$ )	810,0 ( $\pm 110,0$ )	1382,3 ( $\pm 252,8$ )	1854,6 ( $\pm 190,5$ )
20	1583,6 ( $\pm 108,3$ )	817,5 ( $\pm 38,9$ )	1017,5 ( $\pm 409,7$ )	1101,7 ( $\pm 355,3$ )
25	1634,0 ( $\pm 174,9$ )	643,3 ( $\pm 167,3$ )	1304,3 ( $\pm 356,2$ )	804,2 ( $\pm 110,4$ )
30	1446,0 ( $\pm 216,9$ )	578,0 ( $\pm 88,4$ )	1043,8 ( $\pm 330,0$ )	669,6 ( $\pm 194,5$ )
35	1365,0 ( $\pm 159,1$ )	442,5 ( $\pm 38,9$ )	969,3 ( $\pm 151,8$ )	883,5 ( $\pm 662,3$ )
40	1378,5 ( $\pm 76,5$ )	465,0 ( $\pm 5,0$ )	905,0 ( $\pm 80,0$ )	888,5 ( $\pm 192,1$ )
<b>Dalle en bois en configuration perpendiculaire</b>				
11	1635,0 ( $\pm 3,0$ )	625,0 ( $\pm 205,0$ )	1010,0 ( $\pm 208,0$ )	3196,0 ( $\pm 159,0$ )
12	1776,0 ( $\pm 330,4$ )	612,5 ( $\pm 101,3$ )	1163,5 ( $\pm 260,4$ )	2551,0 ( $\pm 881,0$ )
13	1633,7 ( $\pm 207,3$ )	510,0 ( $\pm 35,5$ )	1123,6 ( $\pm 198,3$ )	1665,0 ( $\pm 403,3$ )
14	1653 ( $\pm 162,4$ )	583,3 ( $\pm 20,5$ )	1069,6 ( $\pm 149,9$ )	1124,6 ( $\pm 519,7$ )
15	1579,0 ( $\pm 266,2$ )	540,0 ( $\pm 139,5$ )	1039,0 ( $\pm 193,4$ )	1673,6 ( $\pm 276$ )
20	1531,2 ( $\pm 264,2$ )	453,3 ( $\pm 88,0$ )	1191,2 ( $\pm 334,4$ )	1346 ( $\pm 551,6$ )
25	1742,0 ( $\pm 324,6$ )	460,0 ( $\pm 126,7$ )	1282,0 ( $\pm 198,2,7$ )	984,3 ( $\pm 367,3$ )
30	1905,6 ( $\pm 188,8$ )	566,6 ( $\pm 138,8$ )	1339,0 ( $\pm 136,1$ )	1043 ( $\pm 140,2$ )
35	1457,2 ( $\pm 201,3$ )	388,3 ( $\pm 58,1$ )	1073,2 ( $\pm 160,3$ )	799,6 ( $\pm 378,9$ )
40	1663,6 ( $\pm 158,7$ )	466,6 ( $\pm 36,8$ )	1197,0 ( $\pm 151,9$ )	637,3 ( $\pm 124,6$ )
<b>Dalle thermoplastique</b>				
14	2818,8 ( $\pm 12,0$ )	336,6 ( $\pm 17,4$ )	2482,2 ( $\pm 29,4$ )	244,2 ( $\pm 102,0$ )
15	2446,4 ( $\pm 314,1$ )	447,8 ( $\pm 61,4$ )	2035,6 ( $\pm 409,4$ )	36,0 ( $\pm 8,0$ )
20	2614,0 ( $\pm 384,7$ )	396,8 ( $\pm 35,1$ )	2217,2 ( $\pm 418,1$ )	64,5 ( $\pm 1,5$ )
25	2580,0 ( $\pm 411,6$ )	426,0 ( $\pm 38,3$ )	2154,0 ( $\pm 449,8$ )	135,5 ( $\pm 37,5$ )
30	2576,0 ( $\pm 381,1$ )	438,0 ( $\pm 29,8$ )	2138,0 ( $\pm 410,8$ )	97,6 ( $\pm 17,3$ )
35	2521,4 ( $\pm 263,5$ )	407,8 ( $\pm 44,6$ )	2113,6 ( $\pm 305,3$ )	166,6 ( $\pm 27,2$ )
40	2628,8 ( $\pm 223,7$ )	410,4 ( $\pm 52,6$ )	2218,4 ( $\pm 275,8$ )	119,2 ( $\pm 84,0$ )

Pour les dalles en bois, les pics les plus élevés ont été mesurés pour la configuration perpendiculaire avec des valeurs entre 107,4 ( $\pm 5,6$ ) et 142,0 ( $\pm 2,9$ ) kW/m<sup>2</sup>. Pour la configuration parallèle, les pics varient entre 103,3 ( $\pm 4,1$ ) et 134,3 ( $\pm 17,5$ ) kW/m<sup>2</sup>. On retrouve donc à l'échelle produit la même tendance entre les matériaux qu'à l'échelle du cône. En ce qui concerne l'évolution du pic de HRR avec la densité de flux imposée, pour les dalles en bois, les PHRR sont tout d'abord constants pour des densités de flux comprises entre 11 et 14 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration perpendiculaire et entre 17 et 19 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration parallèle.

Ensuite, les PHRR augmentent légèrement avec l'augmentation de la densité de flux de chaleur. Les valeurs obtenues pour les deux configurations sont plus faibles que celles observées à l'échelle matériau (309 et 431,9 kW/m<sup>2</sup> pour des densités de flux de 9 à 50 kW/m<sup>2</sup>). Pour les deux configurations, l'instant où le pic de puissance est maximal semble indépendant de la densité de flux. Le même résultat a été obtenu à l'échelle matériau. Il intervient en moyenne environ 348,3 (±61,8) s après l'allumage pour la configuration perpendiculaire et après 269,3 (±101,2) s et pour la configuration parallèle. Pour les dalles thermoplastiques, les PHRR semblent indépendants de la densité de flux et interviennent quelle que soit la densité de flux en environ 431,8 (±46,1) s après l'allumage des dalles. Comme énoncé précédemment, il semblerait qu'une fois allumée, la dalle en thermoplastique ne soit pas influencée par le flux du panneau. Ce résultat diffère de l'échelle matériau où les pics intervenaient plus tôt lorsque la densité de flux augmentait.

Concernant l'énergie totale dégagée, les THR varient peu avec la densité de flux pour l'ensemble des dalles étudiées. Ce même résultat a été obtenu à l'échelle matériau. Nous obtenons en moyenne : 108,9 (± 13,9) MJ/m<sup>2</sup> pour les dalles en bois en position parallèle, 121,4 (± 13,7) MJ/m<sup>2</sup> pour les dalles en bois en position perpendiculaire et 195,2 (±18,4) MJ/m<sup>2</sup> pour les dalles thermoplastiques. Pour les deux configurations, les valeurs obtenues sont légèrement inférieures à celles obtenues à l'échelle matériau (en moyenne 110,1 (± 20,4) MJ/m<sup>2</sup>). En revanche, les valeurs mesurées pour les dalles thermoplastiques sont supérieures (181,5 (± 6,9) MJ/m<sup>2</sup>). A partir de ces données, l'efficacité de la combustion a été calculée en utilisant l'équation 3.1. En moyenne, nous avons obtenu 91,9 (±7,1) % pour les dalles thermoplastiques, 86,4 (±8,2) % pour les dalles en bois en position perpendiculaire et 78,7 (±7,3) % pour les dalles en bois en position parallèle.

Ainsi, sur la base des temps de combustion, du pic de puissance dégagée et de l'énergie totale dégagée, les dalles thermoplastiques sont plus combustibles que les dalles en bois et cela quelle que soit la configuration adoptée. En effet, le temps de résidence des flammes sur les dalles thermoplastiques est en moyenne 1,6 fois plus élevé que celui mesuré pour les dalles en bois. Pour les pics de HRR, les dalles thermoplastiques génèrent des PHRR en moyenne 2,9 fois plus élevés que les dalles en bois. Enfin, l'énergie totale dégagée par les dalles en thermoplastique est également entre 2,1 et 2,4 fois plus haute que celle mesurée pour les dalles en bois. Seul le temps de combustion sans flamme est plus élevé pour les dalles en bois.

Tableau 3. 7: Paramètres de combustibilité des dalles à l'échelle produit

Densité de flux radiatif (kW/m <sup>2</sup> )	PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	t <sub>PHRR</sub> (s)	t <sub>PHRR-tign</sub> (s)	THR (MJ/m <sup>2</sup> )	χ (%)
Dalle en bois en configuration parallèle					
17	107,7 (±4,7)	2176,0 (±96,2)	210,5 (±36,5)	106,1 (±7,1)	78,6 (±1,7)
18	103,3 (±4,1)	1773,3 (±283,6)	246,0 (±25,0)	110,2(±11,5)	78,3 (±6,9)
19	112,6 (±22,3)	1512,8 (±242,6)	274,0 (±182,9)	133,4 (±17,5)	79,0 (±4,2)
20	111,9 (±11,7)	972,6 (±233,2)	282,5 (±31,1)	104,6 (±5,7)	77,9 (±4,7)
25	114,9 (±29,8)	828 (±210,0)	273,0 (±1,0)	115,4(±17,3)	81,4 (±6,2)
30	118,7 (±16,9)	666,3 (±117,5)	273,3 (±62,1)	108,2(±10,8)	74,9 (±1,5)
35	134,3 (±17,5)	475,5 (±24,5)	278,0 (±68,6)	96,0 (±6,5)	71,9 (±1,8)
40	131,4 (±14,4)	293,0 (±1,0)	238,0 (±1,0)	111,2 (±16,3)	87,1 (±12,9)
Dalle en bois en configuration perpendiculaire					
11	109,2 (±9,6)	2194,6 (±301,9)	264,5 (±6,5)	120,9 (±0,2)	90,0 (±0,3)
12	107,4 (±5,5)	1873,2 (±459,7)	313,0 (±60,0)	110,6 (±9,9)	83,1 (±7,4)
13	117,5 (±3,9)	1065,3 (±183,3)	274,5 (±17,5)	132,2 (±7,7)	95,9 (±5,6)
14	111,2 (±4,1)	851,3 (±69,7)	327,5 ± (13,5)	117,9(±9,5)	85,5 (±6,9)
15	108,2 (±17,5)	737,3 (±137,0)	312,3 (±32,5)	122,8(±7,3)	90,6 (±5,4)
20	115,2 (±19,1)	621,6 (±62,0)	349,4 (±49,7)	109,6(±11,3)	81,1 (±8,4)
25	125,1 (±14,1)	588,5 (±80,2)	396,6 (±61,6)	124,0 (±16,8)	82,3 (±10,3)
30	124,6 (±10,1)	513,7 (±51,8)	384,7 (±69,5)	123,5(±11,9)	86,1 (±3,4)
35	139,1 (±7,8)	474 (±39,6)	380,0 (±31,4)	125,1(±19,5)	82,6 (±8,2)
40	142,0 (±2,9)	451 (±56)	386,0 (±42)	128,5 (±1,44)	87,05 (±0,9)
Dalle thermoplastique					
14	266,4 (±9,1)	988,5 (±1,5)	379,0 (±15,0)	205,8(±21,6)	93,2 (±4,3)
15	246,5 (±15,2)	820,0 (±21)	487,5 (±24,5)	178,4 (±9,1)	88,1 (±4,3)
20	268,1 (±12,0)	601,0 (±31)	447,5 (±50,5)	195,7(±10,5)	96,9 (±2,8)
25	269,8 (±9,6)	550,3 (±42,6)	430,0 (±43,1)	208,6 (±8,7)	98,6 (±8,6)
30	264,0 (±10,7)	537,0 (±33)	437,3 (±42,9)	183,7 (±14,6)	88,9 (±6,5)
35	280,8 (±15,9)	493,7 (±30,7)	416,3 (±33,0)	183,4 (±18,5)	83,2 (±6,9)
40	272,1 (±16,6)	499,3 (±39,7)	431,7 (±37,0)	205,5 (±7,4)	96,7 (±7,4)

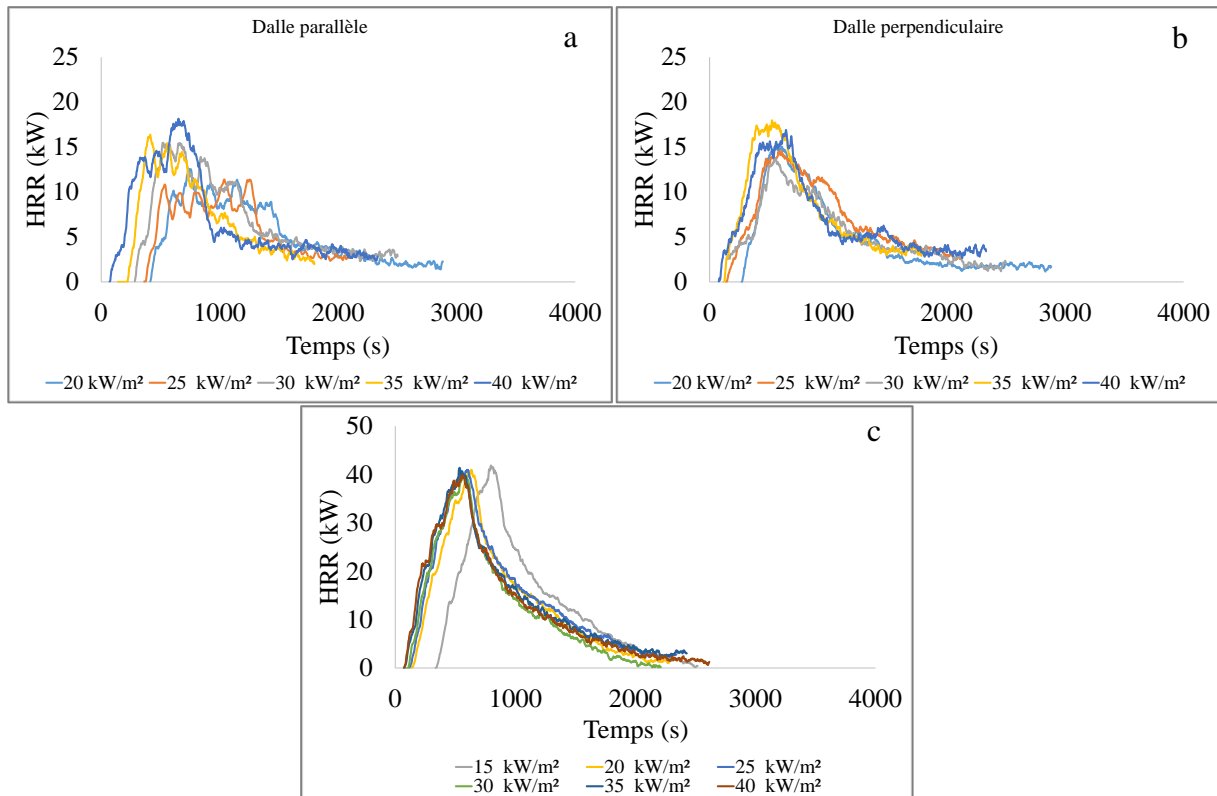


Figure 3. 21: Evolution temporelle du HRR pour différentes valeurs de la densité de flux (pour un test) pour a) la configuration parallèle, b) la configuration perpendiculaire et c) les dalles en thermoplastique

### 3.2.3 Performance au feu

Comme à l'échelle précédente, la performance au feu des dalles a été étudiée en se basant sur le FIGRA. Le paramètre SMOGRA n'a pas pu être analysé à cette échelle à cause d'un problème survenu sur le laser He-Ne permettant de déterminer la production de fumée (cf. chapitre 2 section 2.2). La figure 3.22 présente la valeur de ce paramètre pour les différentes densités de flux pour les dalles étudiées. Pour l'ensemble des dalles étudiées, le FIGRA peut être considéré comme constant pour la plage de densité de flux testée. Nous avons obtenu en moyenne de  $50,9 (\pm 19,4)$  kW/s pour les dalles en bois en configuration parallèle,  $41,1 (\pm 9,4)$  kW/s pour les dalles en bois en configuration perpendiculaire et  $102,8 (\pm 13,9)$  kW/s pour les dalles thermoplastiques. Les valeurs les plus élevées ont donc été obtenues pour les dalles thermoplastiques suivies par les dalles en bois en position parallèle puis en position perpendiculaire. Ainsi, comme les matériaux à FIGRA élevé présentent généralement des risques d'incendie élevés, les dalles thermoplastiques ont tendance à avoir un degré de dangerosité plus élevé que les dalles en bois. Ce résultat est cohérent avec celui obtenu à l'échelle matériau. Concernant les deux configurations étudiées avec les dalles en bois, avec des valeurs de FIGRA plus élevées, la configuration parallèle a tendance à avoir un degré de dangerosité plus élevée que la configuration perpendiculaire. En effet, après l'allumage, le PHRR intervient plus rapidement pour la configuration parallèle. De plus, dans le cas perpendiculaire les interstices situés dans le sens de propagation, cassent le front de flamme qui apparaît comme un ensemble de flammellettes ce qui n'est pas le cas pour le front de flamme

dans le cas parallèle. Toutefois, il convient de rappeler que le cas perpendiculaire présente un temps d'allumage nettement plus faible que le cas parallèle.

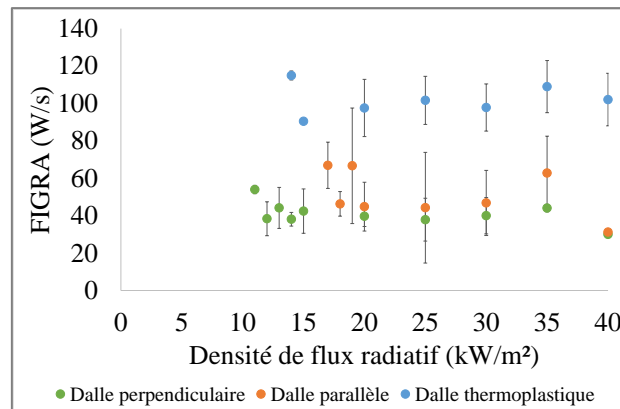


Figure 3. 22 : FIGRA en fonction de la densité de flux radiatif pour les dalles étudiées à l'échelle produit

Afin de compléter notre étude sur la performance au feu des dalles, un essai supplémentaire au panneau radiant selon la norme EN ISO 9239-1 a été réalisé par le CSTB. Pour cela, les dalles ont été positionnées horizontalement sous un panneau radiant à gaz incliné à 30°. Après un préchauffage de 2 minutes, une flamme pilote (brûleur linéaire) a été mise en contact avec les dalles pendant 10 minutes dans la zone de chaleur maximale. Pour les deux dalles testées (dalle thermoplastique et dalle en bois en position perpendiculaire), les dalles se sont allumées et un front de flamme s'est propagé. Le temps mis par le front pour atteindre des repères disposés tous les 50 mm a été relevé pendant les 30 minutes d'expérience. La production de fumée pendant l'essai a également été enregistrée. Les résultats sont présentés dans le tableau 3.8. La longueur du front de flamme a atteint son maximum au bout de 11 min pour les dalles en thermoplastique et au bout de 24,4 min pour les dalles en bois. Nous obtenons ainsi, une vitesse de propagation moyenne, estimée à partir du temps de propagation et des dimensions des dalles égale à 0,6 et 0,3 mm/s respectivement pour les dalles thermoplastiques et les dalles en bois en position perpendiculaire. La vitesse de propagation du front de flamme est donc supérieure pour les dalles en thermoplastique. Les valeurs obtenues durant ce test sont inférieures à celles mesurées lors de nos expériences à l'échelle produit : 0,91 mm/s pour les dalles thermoplastiques et entre 0,56 et 0,79 mm/s pour les dalles en bois en position perpendiculaire. Néanmoins, nous avons obtenu la même tendance. Le flux critique à l'extinction, c'est-à-dire, le flux mesuré à la surface des dalles au point où la flamme cesse d'avancer est très proche pour les deux dalles (autour de 2,7 kW/m²). Concernant la production de fumée, cette dernière est plus importante pour les dalles en thermoplastique. Ce résultat est cohérent avec les mesures faites à l'échelle matériau. Les dalles ont été classées S1 pour la production de fumée ce qui signifie que la quantité de fumée et sa vitesse de dégagement sont faibles. En revanche, les dalles ont été classées E<sub>fl</sub> suivant les Euroclasses (classe la plus défavorable) ce qui correspond à des matériaux combustibles facilement inflammables.



Tableau 3. 8 : Critères de performance au feu selon la norme EN ISO 9239-1

	Dalle en bois	Dalle en thermoplastique
Longueur du front de flamme maximum entre 0 et 10 min (mm)	300	460
Longueur du front de flamme maximum entre 0 et 20 min (mm)	480	600
Longueur du front de flamme maximum entre 0 et 30 min (mm)	590	600
Flux critique à l'extinction (kW/m <sup>2</sup> )	2,79	2,7
Production de fumée (%)	161	485
Euroclasse	Efl	Efl
Indice de fumées	S1	S1

### 3.2.4 Conclusion sur le comportement au feu des dalles de terrasses à l'échelle produit face à une source radiative

Dans cette partie, le comportement au feu de deux types de dalles de terrasse face à une source radiative a été analysé à l'échelle produit. Des dalles entières ont été placées face à un panneau radiant en faisant varier les densités de flux de chaleur. Pour les dalles en bois, deux configurations ont été étudiées en fonction de l'orientation des lames de bois. Nous avons établi que :

- La densité de flux de chaleur critique (la plus faible permettant l'allumage pour un délai d'exposition de 40 min) des dalles en bois en configuration perpendiculaire est de 11 kW/m<sup>2</sup>. Celle des dalles en bois en position parallèle est de 17 kW/m<sup>2</sup>. Pour les dalles en thermoplastique, nous avons mesuré un flux critique de 14 kW/m<sup>2</sup>.
- Pour différentes densités de flux d'exposition, les temps d'allumage des dalles thermoplastiques sont inférieurs à ceux des dalles en bois et cela quelle que soit l'orientation des lames considérée. Les dalles de bois suivant la configuration parallèle possèdent des temps d'allumage supérieurs à ceux obtenus pour la configuration perpendiculaire. Ce résultat est dû à une plus faible surface exposée au panneau radiant dans le cas parallèle.
- Quelle que soit la densité de flux incidente, le flux massique critique à l'inflammation est plus élevé pour les dalles en bois que pour les dalles en thermoplastique. Pour les dalles en bois, les flux massiques critiques en position parallèle sont supérieurs à ceux observés pour la configuration perpendiculaire.

Ces résultats permettent de conclure que la configuration perpendiculaire est toujours plus inflammable que la configuration parallèle à cause de sa plus forte surface exposée. A partir d'une densité de flux de 14 kW/m<sup>2</sup>, les dalles thermoplastiques sont plus inflammables que les dalles en bois. Notons qu'à l'échelle matériau nous avons montré que les dalles en bois étaient plus inflammables que les dalles thermoplastiques. Nous voyons donc l'influence de la forme du produit fini sur son comportement au feu dans le sens où la surface exposée des dalles thermoplastique semble plus vulnérable à cette échelle que leur face supérieure à l'échelle du cône.

En ce qui concerne les critères de combustibilité, nous avons pu établir que :

- Les temps de résidence des flammes obtenus pour les dalles en bois sont en moyenne 1,6 fois plus faibles que ceux mesurés pour les dalles en thermoplastique.
- La vitesse de propagation du front de flamme des dalles en thermoplastique est environ 1,9 fois plus élevée que celle obtenue pour la configuration parallèle et 1,3 fois plus élevée que celle obtenue pour la configuration perpendiculaire.
- Le dégagement d'énergie est environ 1,6 fois plus faible pour les dalles en bois que pour les dalles thermoplastiques.
- La vitesse de développement du feu (FIGRA) est supérieure pour les dalles en thermoplastique.

Avec ces résultats, nous pouvons conclure que les dalles en thermoplastique sont plus combustibles que les dalles en bois. Ce même résultat a été observé à l'échelle matériau.

### **3.2.5 Analyse de l'effet d'échelle**

L'étude réalisée en laboratoire à l'échelle produit a été menée sur des dalles de terrasse. Il s'agit d'une échelle intermédiaire entre l'échelle du cône calorimètre, où des échantillons sont brûlés dans un porte échantillon et l'échelle du terrain, où les dalles sont assemblées pour former une terrasse. Les différents critères de réaction au feu obtenus aux deux échelles pour les dalles en bois et en thermoplastique sont fournis dans les tableaux 3.9 et 3.10 respectivement. Notons que seuls les résultats obtenus pour une densité de flux de 20 kW/m<sup>2</sup> sont présentés ici pour les deux échelles pour plus de clarté.

#### **Comparaison de l'inflammabilité des dalles en bois aux deux échelles d'études**

Nous observons que les résultats obtenus concernant l'inflammabilité (la densité de flux critique, le temps d'allumage, le MLR surfacique critique et la température de surface au moment de l'allumage) à l'échelle matériau présentent plus de similitudes avec ceux relevés à l'échelle produit dans la configuration perpendiculaire que dans la configuration parallèle. Ceci est probablement lié au fait qu'à l'échelle matériau, le rapport entre la surface exposée et la surface de la source radiative est plus proche de celui calculé pour la configuration perpendiculaire que pour la configuration parallèle. Par exemple, il semble exister une relation linéaire entre la densité de flux critique et les rapports entre surface exposée et surface de la source radiative (Fig. 3.23a). En effet, plus le rapport entre la surface exposée et la surface de la source radiative est important plus la densité de flux critique sera faible. Nous remarquons également, qu'il semble exister une relation linéaire entre le flux massique surfacique critique et les rapports entre la surface exposée et la surface de la source radiative (Fig. 3.23b). En effet, plus le rapport entre la surface exposée et la surface de la source radiative est important, plus le flux massique surfacique critique sera faible. En ce qui concerne les temps d'allumage, une différence de l'ordre de 200 s est observée entre la configuration perpendiculaire et l'échelle matériau pour une densité de flux radiatif de 20 kW/m<sup>2</sup>. Cette différence est d'environ 150 s pour les densités de flux radiatif comprise entre 25 et 30 kW/m<sup>2</sup> et de l'ordre de 70 s pour les densités de flux supérieures (35 et 40 kW/m<sup>2</sup>). Ainsi, à mesure que la densité de flux augmente, le changement d'échelle à moins d'incidence sur le temps d'inflammation des dalles. Enfin, concernant la température au moment de l'allumage, il est plus difficile de trouver une tendance. En effet, il convient de rappeler, qu'à l'échelle produit, la mesure de la température a été réalisée

sur la surface supérieure de la dalle et non sur la partie exposée à la source rayonnante (face latérale de dalle) contrairement à l'échelle matériau.

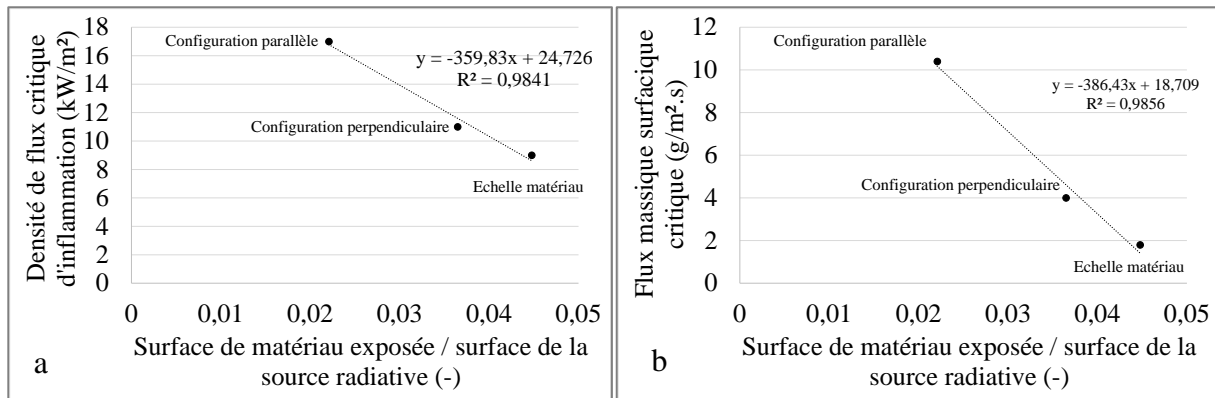


Figure 3. 23 : a) Densité de flux critique d'inflammation et b) Flux massique surfacique critique en fonction de la surface exposée au panneau adimensionnée par la surface de la source radiative pour les dalles en bois

### Comparaison de la combustibilité des dalles en bois aux deux échelles d'études

Nous observons que les résultats obtenus concernant la combustibilité à l'échelle matériau présentent également plus de similitudes avec ceux relevés avec la configuration perpendiculaire. Les différences notables entre les deux échelles d'études concernent le MLR maximal surfacique et le PHRR surfacique pour lesquels les valeurs obtenues à l'échelle produit sont inférieures à celles de l'échelle matériau. Le rapport entre la surface exposée et la surface de la source qui s'accompagne d'une différence d'impact thermique aux deux échelles est probablement à l'origine de ces différences. La différence observée est moins significative pour le THR surfacique. En effet, à l'échelle produit, nous retrouvons une puissance dégagée moins importante mais produite sur un temps significativement plus long. Finalement, nous ne retrouvons pas de différence significative notable concernant le FIGRA et l'efficacité de la combustion. Ces paramètres semblent donc moins influencés par la configuration expérimentale et le changement d'échelle ce qui montre que les études aux deux échelles sont cohérentes pour ce qui concerne l'évaluation de la dangerosité de ces matériaux. Les temps de résidence des flammes et de combustion sans flamme sont plus importants à l'échelle produit. Toutefois ces critères sont difficilement comparables aux deux échelles car ils sont directement reliés à la masse globale des échantillons.

Tableau 3. 9 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en bois aux échelles matériau et produit pour une densité de flux de 20 kW/m<sup>2</sup>

Paramètres	Echelle matériau	Echelle produit		Facteur d'échelle (parallèle/matériau)	Facteur d'échelle (perpendiculaire/matériau)
		Dalle parallèle	Dalle perpendiculaire		
Masse combustible (g)	21,3	849,2		39,8	
Surface exposée (cm <sup>2</sup> )	36	55	91	1,5	2,5
Surface exposée/surface de la source (-)	0,044	0,022	0,036	0,5	0,8
Surface en feu (cm <sup>2</sup> )	36	1200	1200	33,3	33,3
<b>Inflammabilité</b>					
Densité de flux critique (kW/m <sup>2</sup> )	9	17	11	1,8	1,2
Flux massique surfacique critique (g/s.m <sup>2</sup> )	1,8	10,4	4	5,7	2,2
Temps d'allumage (s)	60,7	766,2	272,2	12,6	4,5
Température d'allumage (°C)	316,8	356,8	290,0	1,4	1,2
<b>Combustibilité</b>					
MLR max (g/s.m <sup>2</sup> )	18,8	8,3	9,8	0,4	0,5
PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	309,9	111,9	115,2	0,4	0,4
THR (MJ/m <sup>2</sup> )	110,9	104,6	109,6	0,9	0,9
Temps de résidence des flammes (s)	355,3	1583,6	1531,2	4,4	4,3
Temps de combustion sans flamme (s)	1609,2	1101,7	1346	1,1	0,8
Efficacité de la combustion (%)	88,8	77,9	81,1	0,9	0,9
<b>Performance au feu</b>					
FIGRA (W/s)	40,1	44,8	39,7	1,1	1,0

### **Comparaison de l'inflammabilité des dalles en thermoplastique aux deux échelles d'études**

En ce qui concerne le temps d'allumage des dalles en thermoplastique, la différence entre les temps d'allumage à l'échelle produit et à l'échelle matériau est de l'ordre de 185 s pour les densités de flux inférieures à 20 kW/m<sup>2</sup> et d'environ 45 s pour les densités de flux supérieures. Le changement d'échelle a donc moins d'incidence pour les dalles thermoplastiques que pour les dalles en bois. De plus, comme pour les dalles en bois, le changement d'échelle a également moins d'incidence pour les flux importants. Néanmoins, il est plus difficile de comparer les

autres critères d'inflammabilité (la densité de flux critique, le flux massique surfacique critique et la température de surface au moment de l'allumage) pour les dalles en thermoplastique. En effet, le comportement thermique des dalles diffère selon l'échelle étudiée. A l'échelle produit, les dalles se sont comportées comme des matériaux thermiquement fins contrairement à l'échelle matériau. Il est donc plus difficile de trouver une tendance. Pour comparer les deux échelles, il faudrait exposer au cône la même épaisseur de dalle que celle concernée à l'échelle produit lors de l'allumage (afin d'obtenir un comportement thermiquement fin). L'étude réalisée à l'échelle produit a révélé l'importance de la forme du produit sur le comportement au feu des dalles.

### **Comparaison de la combustibilité des dalles en thermoplastique aux deux échelles d'études**

Concernant la combustibilité des dalles en thermoplastique, nous retrouvons les mêmes tendances que celles observées pour les dalles en bois. En effet, les différences notables entre les deux échelles d'études concernent le MLR maximal surfacique et le PHRR surfacique pour lesquels les valeurs obtenues à l'échelle produit sont inférieures à celles à l'échelle matériau. En revanche, la différence observée est moins significative pour le THR surfacique. Contrairement aux dalles en bois, une différence a été observée concernant le FIGRA entre les deux échelles d'étude. Des valeurs plus importantes ont été obtenues à l'échelle produit. La différence entre le FIGRA à l'échelle produit et celui à l'échelle matériau est de l'ordre de 56 W/s pour les densités de flux inférieures à 25 kW/m<sup>2</sup> et d'environ 42 W/s pour les densités de flux supérieures. Ces valeurs qui représentent près du double de la valeur obtenue à l'échelle matériau révèlent une influence du changement d'échelle. Le changement d'échelle a donc moins d'incidence pour les flux importants. Néanmoins, comme énoncé précédemment, afin de confirmer cette tendance, il faudrait exposer la même épaisseur au deux échelles. Finalement, nous ne retrouvons pas de différence significative concernant l'efficacité de la combustion. Ce paramètre semble donc moins influencé par la configuration expérimentale et le changement d'échelle.

En matière de sécurité incendie, l'échelle matériau (cône) présente en général des résultats plus défavorables concernant le temps d'allumage des matériaux étudiés. Concernant les dalles en bois, les deux échelles d'études présentent des résultats similaires concernant la vitesse de développement du feu (FIGRA). Ainsi, l'échelle du cône pourrait être utilisée pour classer ces types de dalles. En revanche, ce n'est pas le cas pour les dalles en thermoplastique où les résultats diffèrent selon l'échelle utilisée.

Tableau 3. 10 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalles en thermoplastique aux échelles matériau et produit pour une densité de flux de 20 kW/m<sup>2</sup>

Paramètres	Echelle matériau	Echelle produit	Facteur d'échelle (produit/matériau)
Masse combustible (g)	16,2	750,6	46,3
Surface exposée (cm <sup>2</sup> )	36	180	5
Surface exposée/surface de la source (-)	0,044	0,072	1,6
Surface en feu (cm <sup>2</sup> )	36	1600	44,4
<b>Inflammabilité</b>			
Densité de flux critique (kW/m <sup>2</sup> )	9	14	1,6
Flux massique surfacique critique (g/s.m <sup>2</sup> )	1,0	0,94	0,94
Temps d'allumage (s)	111	216	1,9
Température d'allumage (°C)	372	237,5	0,6
<b>Combustibilité</b>			
MLR max (g/s.m <sup>2</sup> )	11,5	6,7	0,6
PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	553,2	268,1	0,5
THR (MJ/m <sup>2</sup> )	181,6	195,7	1,0
Temps de résidence des flammes (s)	581,6	2 614	4,5
Temps de combustion sans flamme (s)	152	64,5	0,4
Efficacité de la combustion (%)	91,3	91,5	1,0
<b>Performance au feu</b>			
FIGRA (W/s)	47,6	97,6	2,0

### 3.3 Conclusion

Le comportement au feu de deux types de dalles de terrasse a été caractérisé face à des sources radiatives à deux échelles d'expérimentation : échelle matériau avec le cône calorimètre et échelle produit avec un panneau radiant et un LSHR.

#### Effet d'échelle pour un même matériau

Pour les dalles en bois, nous avons observé qu'il existe une relation entre leur inflammabilité et le rapport entre la surface exposée et la surface de la source radiative. Par exemple, les résultats obtenus concernant l'inflammabilité à l'échelle matériau présentent plus de similitudes avec la configuration perpendiculaire qu'avec la configuration parallèle car son rapport entre la

surface exposée et la surface de la source radiative est plus proche. Un effet d'échelle a également été observé sur le temps d'allumage. Cependant, à mesure que la densité de flux augmente, le changement d'échelle a moins d'incidence.

Concernant la combustibilité des dalles en bois, des différences ont été observées pour le MLR maximal surfacique et le PHRR surfacique. En revanche, nous ne retrouvons pas de différence significative concernant le THR surfacique, le FIGRA et l'efficacité de la combustion. Ces paramètres semblent donc moins influencés par la configuration expérimentale et le changement d'échelle.

Dans le cas des dalles thermoplastiques, le comportement thermique des dalles diffère selon l'échelle étudiée. En effet, à l'échelle produit les dalles se sont comportées comme des matériaux thermiquement fins à l'allumage contrairement à l'échelle matériau. Il est donc plus difficile de trouver une tendance sur l'inflammabilité.

Concernant la combustibilité des dalles en thermoplastique, comme pour les dalles en bois, nous obtenons des résultats différents pour le MLR maximal surfacique et le PHRR surfacique alors qu'il n'y a pas de différences significatives pour le THR surfacique et l'efficacité de la combustion. En revanche, le paramètre FIGRA semble être influencé par le changement d'échelle pour ces dalles. Afin de confirmer cette tendance, plus de tests seraient nécessaires.

### **Comparaison du comportement au feu des deux matériaux aux deux échelles**

A l'échelle matériau, nous obtenons une inflammabilité plus importante pour les dalles en bois. A l'échelle produit l'inverse a été observé. En revanche, pour les deux échelles d'expérimentation, les dalles en thermoplastique présentent une combustibilité plus importante. A l'échelle produit, nous avons mis en évidence qu'en disposant les lames des dalles en bois parallèlement à la source de rayonnement, ces dalles étaient moins inflammables en raison d'une surface d'exposition plus faible. En revanche, elles présentent un degré de dangerosité plus important en raison d'un pic de puissance dégagée survenant plus rapidement après l'allumage ainsi que de la forme de son front de flamme.

Toutefois, dans des conditions d'incendies de végétation aux interfaces forêt/habitat, les deux types de dalles étudiées sont des éléments vulnérables. En effet, pour des densités de flux de élevées, elles s'allumeraient rapidement et leur combustion pourrait provoquer des incendies secondaires en raison d'un temps de résidence de flammes élevé (dépassant les 1000 s, soit environ 16 min) et des hauteurs de flammes générées dépassant les 20 cm.

# Chapitre 4. Expériences analytiques sur le comportement au feu des dalles de terrasse soumises à des brandons

L'objectif de ce chapitre est de caractériser le comportement au feu de dalles de terrasse soumises à des brandons. L'étude de la géométrie des brandons formés est présentée dans la première partie. L'influence de la position d'un brandon sur l'allumage des dalles est mise en évidence dans la deuxième section. La masse et le nombre de brandons requis pour provoquer l'allumage sont également présentés. Dans la troisième partie, la combustion des dalles après leur allumage par brandon a été caractérisée.

## 4.1 Caractérisation des brandons

### 4.1.1 Géométrie des brandons

La figure 4.1 présente une photographie des copeaux de bois et des brandons correspondants obtenus pour chaque classe. Pour les différentes classes, les copeaux conservent leur géométrie après transformation en brandons. Le tableau 4.1 donne la masse moyenne ainsi que les caractéristiques géométriques des brandons générés en fonction de leur sous classe. Leur surface projetée est comprise entre 0,06 et 12,00 cm<sup>2</sup> et leur masse varie de 0,50 mg à 2,66 g. En moyenne les brandons de la sous-classe C14 sont les plus lourds (1,0 (±0,3) g) et ont la plus grande surface projetée (6,90 (±1,29) cm<sup>2</sup>). Les brandons de la sous-classe C11 possèdent la plus petite masse (0,017 (±0,001) g) et ceux de la sous-classe C21 ont la plus petite surface projetée (0,47 (±0,33) cm<sup>2</sup>). Les résultats ont révélé une grande variabilité au sein de chaque sous-classe de brandon. Nos brandons reconstitués sont représentatifs de la variabilité retrouvée dans la littérature due à des mécanismes écologiques et physiologiques [129].

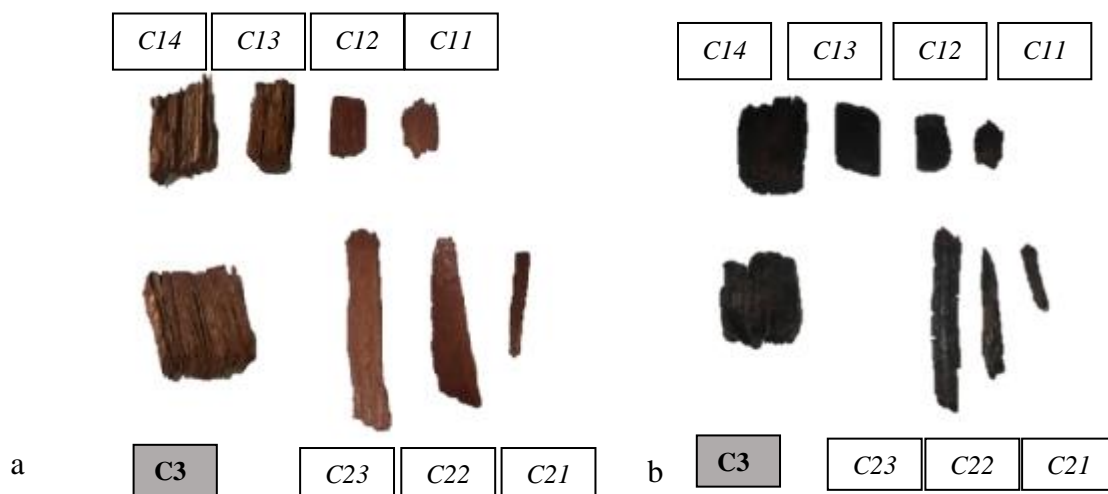


Figure 4. 1: Photographie a) des copeaux de bois b) des brandons correspondants



Tableau 4. 1: Caractéristiques des brandons obtenus pour chaque sous-classe

		C11	C12	C13	C14	C21	C22	C23	C3
Longueur (mm)	Minimum	6,35	12,0	15,0	24,0	6,0	17,17	30	20
	Maximum	15,6	30,0	40,0	52,0	33,0	32,5	110	33
	Moyenne	10,4 (±2,0)	21,2 (±4,6)	26,2 (±4,0)	33,6 (±5,7)	18,6 (±6,8)	25,8 (±3,5)	52,4 (±14,6)	27,9 (±4,0)
Largeur (mm)	Minimum	1,0	4,9	10,0	12,0	0,9	2,6	5	8
	Maximum	9,1	21,1	20,0	30,0	6,0	9,3	16	25
	Moyenne	5,1 (±1,8)	11,8 (±3,1)	13,9 (±2,4)	20,7 (±3,5)	2,3 (±0,9)	6,2 (±1,4)	9,3 (±3,2)	13,6 (±4,5)
Épaisseur (mm)	Minimum	0,6	0,9	1,4	2,7	0,3	1,5	1,3	0,9
	Maximum	2,5	5,9	7,0	10,2	2,9	6,6	10,1	1,9
	Moyenne	1,3 (±0,4)	3,3 (±1,2)	3,9 (±1,1)	5,5 (±1,7)	1,3 (±0,5)	3,7 (±1,1)	4,6 (±2,0)	1,4 (±0,3)
Masse (g)	Minimum	0,0009	0,01	0,06	0,2	0,0005	0,01	0,05	0,01
	Maximum	0,08	0,7	1,0	2,2	0,12	0,3	2,6	0,8
	Moyenne	0,017 (±0,001)	0,2 (±0,1)	0,3 (±0,1)	1,0 (±0,3)	0,021 (±0,02)	0,1 (±0,09)	0,7 (±0,6)	0,16 (±0,1)
Surface projetée (cm <sup>2</sup> )	Minimum	0,07	1,0	2,1	4,2	0,06	0,7	1,8	2,1
	Maximum	1,4	4,2	6,0	10,9	1,6	2,5	12	6,3
	Moyenne	0,56 (±0,28)	2,52 (±0,8)	3,66 (±0,91)	6,90 (±1,29)	0,47 (±0,33)	1,63 (±0,45)	4,96 (±2,34)	3,77 (±1,30)

Afin de comprendre les changements observés lors de la transformation des copeaux en brandons, nous avons tracé la variation des paramètres géométriques et de la masse des copeaux après être devenus des brandons lors de leur exposition au flux généré par le cône calorimètre (Fig. 4.2). Rappelons que cette étape de transformation réalisée avec le cône calorimètre (chapitre 2 section 2.2) consiste à soumettre un copeau de bois de chaque sous-classe à une densité de flux de 35kW/m<sup>2</sup>. Une fois allumés, les brandons sont alors placés dans un récipient d'eau afin arrêter la combustion. Une fois séchés, ils sont pesés et mesurés. 50 copeaux de bois de chaque sous-classe ont été analysés.

Pour une sous-classe donnée, plus les copeaux sont petits, plus leur masse diminue de manière significative. La diminution de la taille des copeaux de bois varie selon la sous-classe. Pour les copeaux de forme carrée (classe C1), la dimension présentant la plus forte diminution est l'épaisseur, à l'exception de la sous-classe C11 pour laquelle la plus forte diminution concerne la largeur. Pour les copeaux de forme longitudinale ou rectangulaire (C2 et C3), la plus grande diminution se situe au niveau de la longueur, sauf pour la sous-classe C22 pour laquelle il s'agit de la largeur. Pour les copeaux de bois ayant une surface projetée proche tels que les copeaux des sous-classes C11 et C21 (1,2 ( $\pm 0,3$ ) et 1,0 ( $\pm 0,4$ ) cm<sup>2</sup> respectivement avant allumage), ceux des sous-classes C12 et C22 (3,7 ( $\pm 0,9$ ) et 2,7 ( $\pm 0,8$ ) cm<sup>2</sup> respectivement avant allumage) et ceux des sous-classes C13 et C23 (5,0 ( $\pm 1,0$ ) et 6,8 ( $\pm 2,8$ ) cm<sup>2</sup> respectivement avant allumage), la diminution de la longueur et de la largeur est similaire quelle que soit la forme des copeaux. En effet, on observe une diminution en moyenne de 32,3 et 37,4% respectivement pour la longueur et la largeur des sous classes C11 et C21, 19,5 et 21,7 % pour les sous classes C12 et C22 et 16,1 et 13,8 % pour les sous classes C13 et C23.

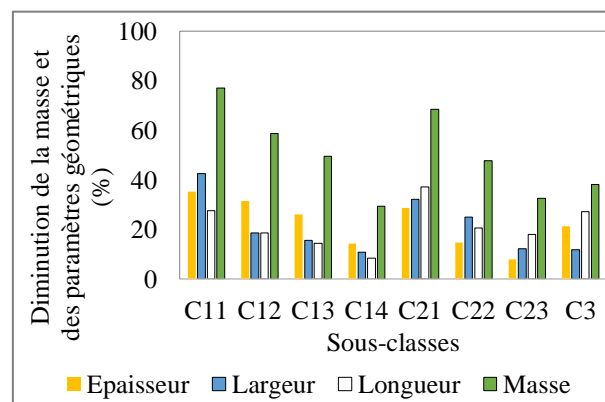


Figure 4. 2: Diminution des caractéristiques géométriques et de la masse des copeaux de bois après transformation en brandons

#### 4.1.2 Comparaisons avec la littérature

Afin de comparer les brandons utilisés dans notre étude avec ceux répertoriés dans la littérature (cf. tableau 1.3), nous avons tracé la distribution des brandons en fonction de leur masse et de leur surface projetée (Fig 4.3a). En utilisant les classes de tailles adoptées par Thomas et coll. [115], pour 50 brandons générés par sous classe, 14,0% des brandons obtenus lors de notre étude ont une surface projetée inférieure à 0,5 cm<sup>2</sup>, 12,1% entre 0,5 et 1 cm<sup>2</sup>, 15,6% entre 1 et 2 cm<sup>2</sup>, 17,5% entre 2 et 3 cm<sup>2</sup>, 20,8% entre 3 et 5 cm<sup>2</sup>, 18,9% entre 5 et 10 cm<sup>2</sup> et seulement 1,1% au-dessus de 10 cm<sup>2</sup>. Concernant la masse, la majorité des brandons ont une masse inférieure à 0,4 g. Les gammes 0-0,02 g et 0,2-0,4 g contiennent le plus grand nombre de particules (19,5 et 21,1% respectivement). Seuls 1,1% ont une masse supérieure à 2,0 g (Fig. 4.3b). Par conséquent, nous avons majoritairement produit des brandons avec une surface projetée inférieure à 10 cm<sup>2</sup> et une masse inférieure à 0,4 g. Les brandons obtenus avec les copeaux de bois sont donc représentatifs de ceux recueillies lors des incendies de forêt. Houssami et coll. [113] et Filkov et coll. [114] ont en effet observé que la majorité des brandons générés lors de brûlages dirigés, effectués dans des forêts dominées par les pins, ont une masse comprise entre 0,01 et 0,02 g. Dans leur étude, 80% des brandons recueillis avaient une surface projetée inférieure à 2 cm<sup>2</sup>. Dans notre cas cela correspond à 41,7% des brandons générés. Selon Thomas et coll. [115], la majorité des brandons ont une surface projetée inférieure à 0,5 cm<sup>2</sup>

pour le même type d'incendies. Lors de la combustion de pins coréens de 4 m réalisée en laboratoire, Manzello et coll. [130] ont obtenu un pourcentage important (plus de 80%) de brandons avec une masse inférieure à 0,3 g. Pour ces expériences, les brandons avaient une forme cylindrique avec un diamètre et une longueur moyens de 5,0 mm et 34 mm respectivement, ce qui correspond à une surface projetée de 1,7 cm<sup>2</sup>. Pour le sapin Douglas [130], les brandons avaient également une forme cylindrique. Les sapins Douglas de 2,6 m, ont généré [130] des brandons avec un diamètre moyen de 3 mm et avec une longueur de 40 mm. Cela correspond à une surface projetée de 1,2 cm<sup>2</sup>. Pour les sapins Douglas de 5,2 m, les brandons étaient légèrement plus gros avec en moyenne un diamètre de 4 mm et une longueur de 53 mm, ce qui donne une surface projetée de 2,12 cm<sup>2</sup>. Pour les deux tailles d'arbre, un grand pourcentage de brandons avait une masse inférieure à 0,3 g. Aucun brandon avec une masse supérieure à 2,3 g n'a été observé pour les sapins Douglas de 2,6 m, tandis que des brandons avec des masses allant jusqu'à 3,5-3,7 g ont été obtenus pour les pins coréens de 4,0 m et les sapins Douglas de 5,2 m.

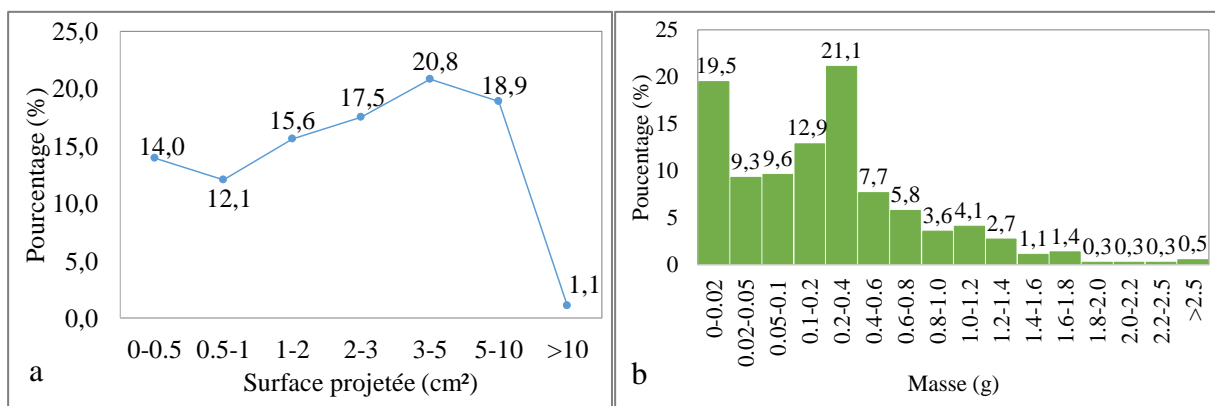


Figure 4. 3: Distribution des brandons en fonction de a) la surface projetée b) la masse

La figure 4.4 présente la surface projetée en fonction de la masse de brandon. La surface projetée des brandons générés varie avec la masse pour toutes les classes. Le pourcentage de brandons générés avec une surface projetée inférieure à 10 cm<sup>2</sup> était de 99,9 %, 98 % et 100%, pour les classes C1, C2 et C3 respectivement. La figure 4.4 montre également que 86 %, 92,6 % et 100% des brandons issus des classe C1, C2 et C3 respectivement avaient une masse inférieure à 1g. Suzuki et coll. [150,151] ont observé que plus de 90 % des brandons générés lors d'incendies de composants de structure réalisés en laboratoire ont une surface projetée et une masse inférieures à 10 cm<sup>2</sup> et 1 g respectivement. De plus, Suzuki et coll. [152] ont également démontré que la majorité les brandons recueillis lors d'un véritable incendie urbain a une surface et une masse inférieures à 0,10 g de 2,0 cm<sup>2</sup> respectivement. Par conséquent, les brandons générés lors de notre étude sont également représentatifs de ceux issus de feu de structure.

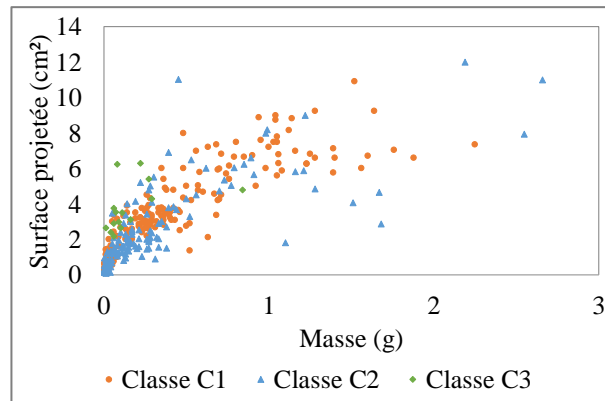


Figure 4. 4: Surface projetée des brandons en fonction de leur masse

## 4.2 Conditions critiques d'allumage

Pour déterminer les positions critiques d'allumage, nous avons étudié plusieurs configurations en utilisant les brandons de la sous-classe C14 correspondant aux brandons ayant la plus grande capacité à entretenir les flammes (Annexe F). Plusieurs configurations ont été étudiées (Fig. 4.5). Pour les dalles en bois, les brandons ont été positionnés en surface (position PB1), au bord de la dalle (position PB2), entre les interstices (position PB3) ou encore contre le pied de la dalle (position PB4). Pour les dalles thermoplastiques, les brandons ont été placés à leur surface (position PT1), contre le pied de la dalle (ou contour de dalle), (position PT2) et sous les contours de la dalle (position PT3).

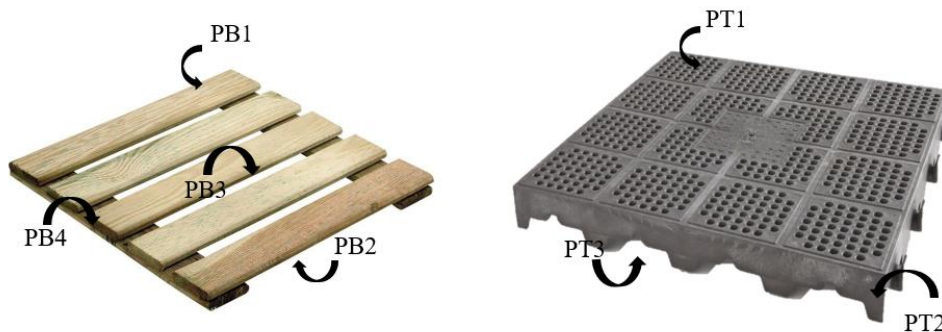


Figure 4. 5 : Positions critiques d'allumage étudiées pour les deux dalles de terrasse

### 4.2.1 Position critique d'allumage avec les brandons incandescents

Pour obtenir les brandons incandescents, les brandons enflammés sous le cône calorimètre ont été éteints par soufflage puis portés manuellement vers les dalles. Les figures 4.6 et 4.7 montrent des images de trois tests effectués avec des brandons incandescents placés sur les bords de la dalle en bois (PB2), contre le pied de la dalle thermoplastique (PT2) et sous

ses contours (PT3). Avec les brandons incandescents, quelle que soit la masse de brandons utilisée et la configuration étudiée, aucune inflammation ne s'est produite pour les deux types de dalles. Seul un dégagement de fumée (Fig. 4.6a et 4.7a) provenant du brandon a été observé. Par conséquent, aucune position critique d'allumage n'a été identifiée avec les brandons incandescents pour les deux dalles de terrasse examinées.

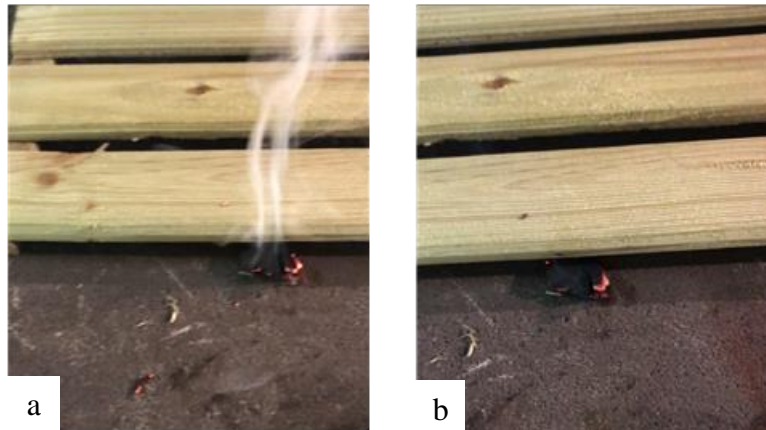


Figure 4. 6: Essai d'allumage d'une dalle en bois avec un brandon incandescent de la sous-classe C14 situé au bord de la dalle (position PB2) a)  $t=10$  s et b)  $t=20$  s

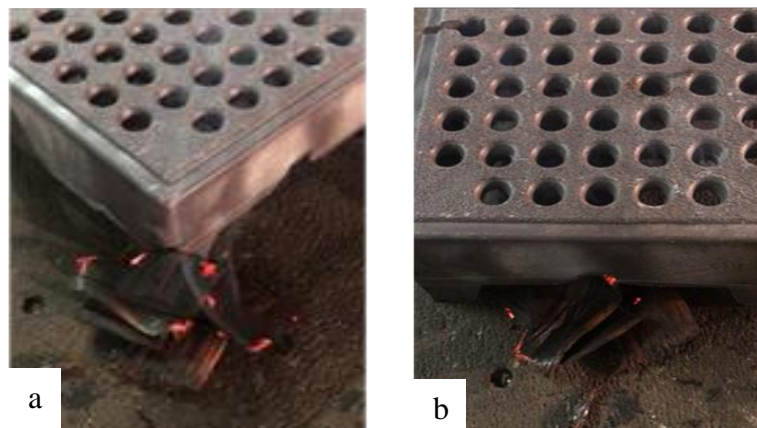


Figure 4. 7: Essai d'allumage d'une dalle thermoplastique avec plusieurs brandons incandescents de la sous-classe C14 situés a) contre le pied de la dalle (position PT2) et b) sous les contours de la dalle (position PT3)

#### 4.2.2 Position critique d'allumage avec les brandons enflammés

Les figures 4.8 et 4.9 montrent des images des essais effectués avec les brandons enflammés placés à la surface des deux dalles de terrasse (position PB1 pour les dalles en bois et position PT1 pour les dalles thermoplastiques). Au cours de ces expériences, les dalles en bois se sont noircies (Fig. 4.8c) et les dalles thermoplastiques ont légèrement fondu en surface (Fig. 4.9c). Nous avons observé un dégagement de fumée (Fig. 4.9b) pour les dalles thermoplastiques. Toutefois, quelle que soit la masse de brandons de la classe C14 placés sur les dalles, aucune inflammation ne s'est produite pour les deux types de dalles. Ces résultats sont en accord avec l'étude réalisée par Dowling [228] sur l'allumage et la combustion de ponts en bois. Celui-ci a en effet montré qu'aucun allumage ne se produisait sur les surfaces horizontales des ponts (et cela même avec 600 g de brandons) lorsqu'il n'y avait pas d'interstices.



Figure 4. 8: Brandons de la sous-classe C14 placés en tas sur la surface de la dalle en bois (position PB1) a) instant du dépôt  $t = 0$  s, b) extinction totale des brandons après 88 s et c) après le retrait des brandons



Figure 4. 9: Brandons de la sous-classe C14 placés en tas sur la surface de la dalle thermoplastique (position PT1) a) instant du dépôt  $t = 0$  s, b) extinction totale des brandons après 180 s (fumée dégagée par le thermoplastique) et c) après le retrait des brandons

Nous avons ensuite examiné le placement des brandons au niveau des interstices (positions PB3) de la dalle en bois (Fig. 4.10). Avec un seul brandon, après quelques secondes d'exposition (10 s), la flamme issue du brandon se propage à la dalle entraînant ainsi son allumage. Après cette phase d'allumage, la flamme se propage ensuite à l'ensemble de la dalle.

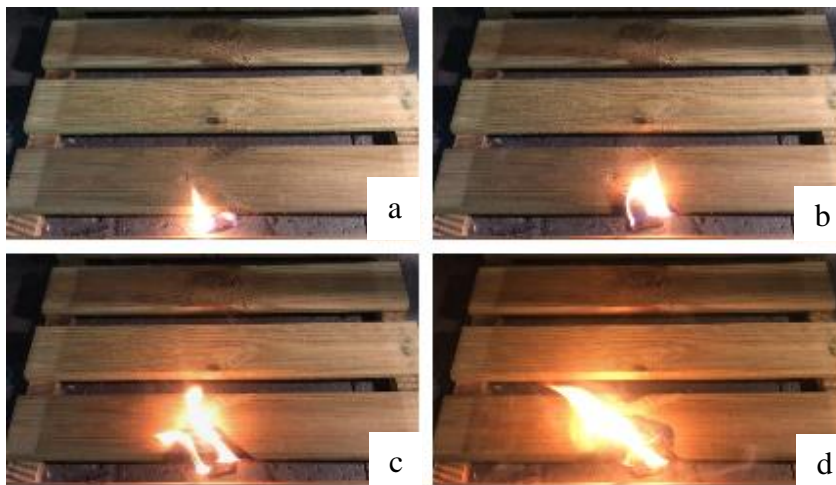


Figure 4. 10: Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé entre les interstices (position PB3) a)  $t=10$  s, b)  $t=32$  s, c)  $t=144$  s et d)  $t=300$  s

Nous avons, par la suite, considéré les bords des dalles en bois (position PB2 et PB4) et thermoplastiques (positions PT2 et PT3). Les figures 4.11 à 4.14 montrent des images des tests effectués à ces différentes positions. Pour chacune de ces positions, après quelques secondes d'exposition, la flamme issue du brandon se propage aux dalles entraînant ainsi leur allumage puis leur combustion.

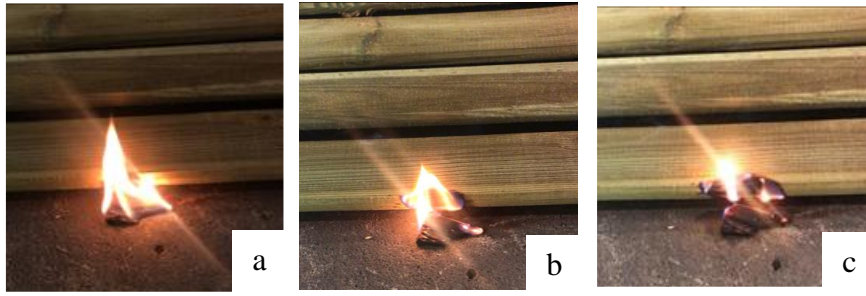


Figure 4. 11: Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé au bord de la dalle en bois (position PB2), a)  $t=7$  s, b)  $t=36$  s et c)  $t=55$  s

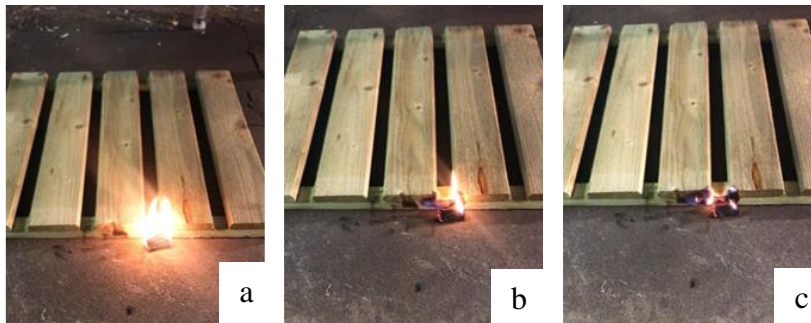


Figure 4. 12 : Allumage d'une dalle en bois avec un brandon de la sous-classe C14 situé contre le pied de dalle (position PB4) a)  $t=10$  s, b)  $t=40$  s et c)  $t=60$  s

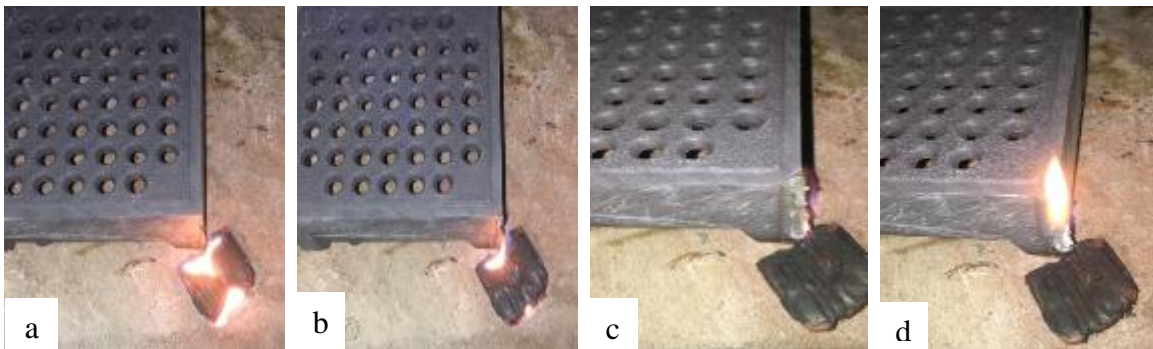


Figure 4. 13: Allumage d'une dalle en thermoplastique avec un brandon de la sous-classe C14 situé contre le pied de la dalle (position PT2) a)  $t=3$  s, b)  $t=16$  s, c)  $t=44$  s et d)  $t=67$  s.

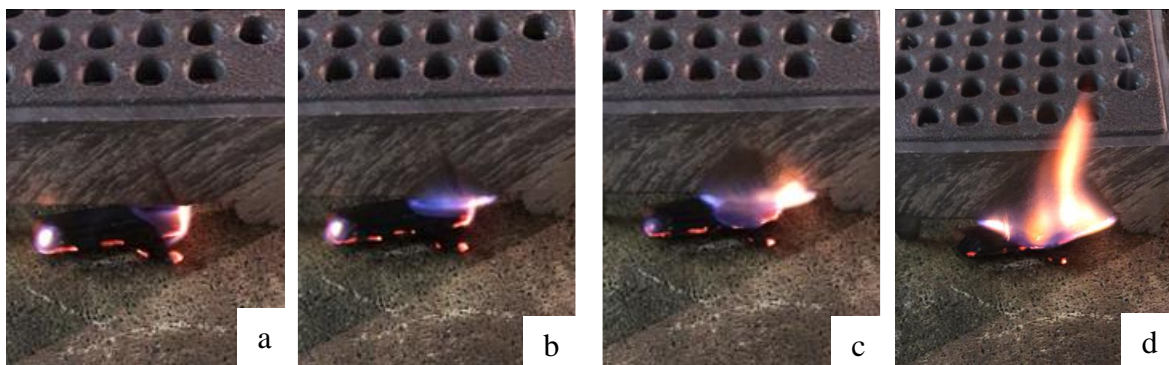


Figure 4. 14: Allumage d'une dalle en thermoplastique avec un brandon de la sous-classe C14 situé sous les contours de la dalle (position PT3) a)  $t=10$  s, b)  $t=20$  s, c)  $t=30$  s et d)  $t=43$  s

Par conséquent, les interstices et les contours des dalles constituent des zones de vulnérabilité pour ces éléments en cas de contact avec des brandons enflammés. Ces résultats sont en accord avec la littérature dans laquelle ces positions conduisent également à enflammer le matériau [143,144]. En effet, Manzello et Suzuki [143] ont démontré que l'accumulation de brandons dans les coins et dans les interstices de terrasse en bois conduisait à un allumage. Manzello et coll. [144] ont également souligné que la présence d'un obstacle, comme par exemple les contours des dalles, favorisait l'accumulation de brandons et donc l'inflammation du matériau.

### 4.2.3 Nombre et masse de brandons nécessaire pour l'allumage

Après avoir identifié les positions critiques d'allumage, nous avons ensuite déterminé, pour chacune de ces positions, le nombre de brandons nécessaires pour enflammer les dalles en fonction des différentes classes. Au vu des résultats obtenus précédemment, seuls les brandons enflammés ont été utilisés lors de cette étude. Le tableau 4.2 présente les résultats obtenus pour chaque sous-classe. Le tableau 4.3 donne les masses critiques correspondantes. Il faut respectivement entre 1 et 39,6 ( $\pm 1,6$ ) brandons pour réaliser l'allumage des dalles en bois et entre 1 et 47 ( $\pm 3$ ) brandons pour les dalles thermoplastiques. Quel que soit le type de dalle, il est nécessaire d'avoir un plus grand nombre de brandons pour les sous-classes C11 et C21 pour obtenir l'allumage. Pour les dalles en bois, on observe peu de différences au niveau du nombre de brandons nécessaires en fonction des positions critiques. Pour les sous-classes C11 et C21, le nombre de brandons varie en effet entre 37,6 et 39 et entre 38 et 39,6 pour les positions PB2, PB3 et PB4 respectivement. Pour les autres classes, un seul brandon a suffi pour allumer les dalles en bois quelle que soit la position. Pour les dalles thermoplastiques, la position des brandons a une plus grande influence. Il faut en effet jusqu'à 10 brandons lorsque l'on considère la position PT3 (sous les contours des dalles) et jusqu'à 47 ( $\pm 3$ ) brandons pour la position PT2 (contre le pied des dalles). Pour les dalles thermoplastiques, en considérant la position PT3, un seul brandon des sous-classes C12, C13, C14, C22, C23 et C3 peut allumer la dalle. Par contre pour la position PT2, la classe de brandons C14 est l'unique classe permettant un allumage de la dalle avec un seul brandon.

Concernant la masse de brandons nécessaires pour enflammer les dalles, on obtient des valeurs comprises entre 0,35 et 1,78 g pour les dalles en bois et entre 0,28 et 2,20 g pour les dalles thermoplastiques. La masse critique varie peu pour les dalles en bois entre les positions PB2 et PB3. Pour la position PB4, nous avons obtenu en moyenne des masses légèrement plus importantes. En effet, dans le cas des positions PB2 et PB3, la flamme du brandon vient au contact de la même épaisseur de matériau (épaisseur d'une latte de bois, soit environ 1,2 cm). La même énergie est donc requise pour dégrader le matériau. Pour la position PB4, une énergie plus importante est nécessaire pour dégrader la dalle car la flamme peut être au contact d'une ou deux lattes de bois (épaisseur de 2,4 cm) suivant son développement.

Par contre, on retrouve une différence importante pour les dalles thermoplastiques suivant que l'on considère la position PT2 (entre 0,80 et 2,20 g) ou la position PT3 (entre 0,28 et 0,62 g). En effet, le pied de la dalle (position PT2) est plus épais (environ 3 cm) que les bords de la dalle (environ 0,03 cm à la position PT3). Il est donc nécessaire d'apporter une énergie plus importante pour dégrader la dalle si le brandon est en PT2. Ainsi, plus la quantité de matière à dégrader est élevée, plus cela nécessitera une masse thermique de brandons importante. Les zones les plus fines sont donc les plus vulnérables face aux brandons. Les dalles thermoplastiques sont donc plus inflammables que celles en bois si les brandons se situent sous les contours à la position PT3 et moins inflammables à la position PT2.



Tableau 4. 2: Nombre critique de brandon menant à l'allumage de la dalle

Nombre critique de brandons			
Dalle en bois			
Sous-classe	Brandons au bord de la dalle (PB2)	Brandons à l'interstice (PB3)	Brandons contre le pied (PB4)
C11	37,6 ( $\pm 2,8$ )	39 ( $\pm 2$ )	39 ( $\pm 0,8$ )
C12	1	1	2
C13	1	1	1
C14	1	1	1
C21	39,6 ( $\pm 1,6$ )	38 ( $\pm 1$ )	38,6 ( $\pm 0,5$ )
C22	2	3	2
C23	1	1	1
C3	2	3	2
Dalle thermoplastique			
Sous-classe	Brandons contre le pied (PT2)	Brandons sous les contours (PT3)	
C11	47 ( $\pm 3$ )	10	
C12	3	1	
C13	2	1	
C14	1	1	
C21	46 ( $\pm 6$ )	10	
C22	3	1	
C23	3	1	
C3	3	1	

Peu de données sont disponibles dans la littérature concernant la masse de brandons nécessaires pour enflammer les matériaux de construction. À notre connaissance, seuls les travaux de Manzello et coll. [143,229] fournissent des valeurs pour les assemblages de terrasse. En utilisant leur générateur de brandons et avec une vitesse de vent de 6 m/s, la masse de brandons requise pour allumer des assemblages de terrasse en bois se situe entre 85 et 283 g. Pour une vitesse de vent de 8 m/s, les valeurs sont plus faibles (entre 7,5 et 24,1 g), probablement en raison d'une température de surface plus élevée des brandons [143]. Nos valeurs sont donc bien inférieures à celles obtenues par Manzello et coll. Cela est probablement dû au mode de combustion des brandons. Les brandons produits par le générateur ne sont pas tous enflammés. Certains d'entre eux sont en effet dans une phase de combustion sans flamme. Le principal avantage de notre dispositif expérimental est le contrôle des conditions expérimentales puisque que nous pouvons choisir la taille et la masse des brandons ainsi que leur positionnement ou encore leur phase de combustion. Grâce à ces éléments, il est possible de définir les conditions critiques conduisant à l'allumage des dalles par des brandons.

Tableau 4. 3: Masse critique correspondante de brandon menant à l'allumage de la dalle

Masse critique de brandons (g)			
Dalle en bois			
Sous-classe	Brandons au bord de la dalle (PB2)	Brandons à l'interstice (PB3)	Brandons contre le pied (PB4)
C11	1,30 ( $\pm 0,02$ )	1,30 ( $\pm 0,02$ )	1,32 ( $\pm 0,04$ )
C12	0,36 ( $\pm 0,10$ )	0,33 ( $\pm 0,04$ )	0,86 ( $\pm 0,22$ )
C13	0,38 ( $\pm 0,04$ )	0,31 ( $\pm 0,20$ )	0,58 ( $\pm 0,21$ )
C14	0,41 ( $\pm 0,06$ )	0,31 ( $\pm 0,01$ )	0,63 ( $\pm 0,23$ )
C21	1,78 ( $\pm 0,03$ )	1,80 ( $\pm 0,03$ )	1,79 ( $\pm 0,01$ )
C22	0,63 ( $\pm 0,06$ )	0,65 ( $\pm 0,10$ )	0,74 ( $\pm 0,12$ )
C23	0,35 ( $\pm 0,05$ )	0,37 ( $\pm 0,07$ )	0,45 ( $\pm 0,06$ )
C3	0,70 ( $\pm 0,02$ )	0,78 ( $\pm 0,19$ )	0,65 ( $\pm 0,27$ )
Dalle thermoplastique			
Sous-classe	Brandons contre le pied (PT2)	Brandons sous les contours (PT3)	
C11	1,60 ( $\pm 0,08$ )	0,34 ( $\pm 0,02$ )	
C12	1,50 ( $\pm 0,06$ )	0,41 ( $\pm 0,05$ )	
C13	1,50 ( $\pm 0,25$ )	0,52 ( $\pm 0,09$ )	
C14	1,60 ( $\pm 0,04$ )	0,45 ( $\pm 0,09$ )	
C21	2,20 ( $\pm 0,04$ )	0,28 ( $\pm 0,02$ )	
C22	0,80 ( $\pm 0,10$ )	0,34 ( $\pm 0,07$ )	
C23	1,80 ( $\pm 0,05$ )	0,38 ( $\pm 0,06$ )	
C3	1,10 ( $\pm 0,10$ )	0,62 ( $\pm 0,19$ )	

Pour compléter ces résultats, nous avons déterminé pour chaque type de dalle le temps d'allumage dans les conditions critiques c'est-à-dire pour le nombre minimal de brandons de chaque classe. Le tableau 4.4 présente les résultats obtenus. Aucune corrélation n'apparaît entre les sous-classes de brandons et le temps d'allumage des dalles. Pour les dalles en bois, il faut en moyenne 14,6 ( $\pm 3,5$ ) s pour allumer le bord des dalles (position PB2), 12,5 ( $\pm 2,4$ ) s pour allumer les interstices (position PB3) et 20,1 ( $\pm 4,2$ ) s pour allumer les pieds de dalle (position PB4). Pour les dalles thermoplastiques, il faut en moyenne 13,3 ( $\pm 2,5$ ) s pour allumer les pieds de dalle (position PT2) et 9,0 ( $\pm 1,8$ ) s pour les contours (position PT3). Avec le plus petit temps d'allumage, et les conditions critiques d'allumage les plus faibles (nombre et masse), le contour des dalles thermoplastiques constitue le lieu le plus dangereux en cas de présence d'un brandon. Pour les dalles en bois, le bord des dalles (position PB2) et les interstices (position PB3) sont des positions plus critiques que le pied de la dalle (position PB4) puisque leur temps d'allumage est plus faible. Comme indiqué précédemment, un brandon situé contre le pied de la dalle génère une flamme qui est au contact d'une épaisseur de bois plus importante qu'au niveau des bords et des interstices. Ceci a donc tendance à freiner la dégradation en cette position.

Tableau 4. 4: Temps d'allumage des dalles de terrasse pour les différentes sous-classes de brandon

		Temps d'allumage (s)							
Sous-classes		C11	C12	C13	C14	C21	C22	C23	C3
Dalle en bois	Bord de dalle (PB2)	16,0 (±2,1)	15,6 (±4,4)	17,3 (±5,9)	15,6 (±1,2)	12,3 (±1,2)	14,6 (±0,9)	11,3 (±2)	14,3 (±2)
	Interstices (PB3)	13,0 (±1)	18,3 (±1,6)	13,3 (±1,6)	11,0 (±1)	11,0 (±1)	11,5 (±2,5)	12,5 (±1,5)	10,0 (±2)
	Pied de dalle (PB4)	20,3 (±2,5)	25,6 (±3,2)	22,0 (±2,1)	17,6 (±2,4)	22,3 (±1,2)	19 (±4,3)	19,3 (±3,2)	21,6 (±3,3)
Dalle thermoplastique	Pied de dalle (PT2)	15,5 (±0,5)	17,0 (±7,0)	15,0 (±3,0)	14,5 (±1,5)	11,5 (±2,5)	9,0 (±2,0)	11,0 (±3,0)	7,5 (±1,5)
	Sous les contours (PT3)	6,3 (±0,4)	10 (±0,8)	9,6 (±1,8)	8,3 (±1,4)	9,0 (±0,8)	10 (±0,8)	8,6 (±2,0)	10,6 (±1,8)

### 4.3 Combustion des dalles après allumage avec un brandon

Afin de déterminer le comportement au feu des dalles après allumage par un brandon et d'évaluer leur potentiel comme élément propagateur de flamme et comme nouvelle source d'incendie, la combustion des deux types de terrasse a été étudiée en utilisant un brandon de la sous-classe C14, placé au niveau des positions critiques PB2 pour la dalle en bois et PT3 pour la dalle thermoplastique (Fig. 4.15). Ces positions ont été choisies car elles permettent de suivre la propagation des flammes sur toute la longueur des dalles. Il est à noter que la disposition adoptée pour la dalle en bois correspond à la configuration parallèle étudiée avec le panneau radiant.

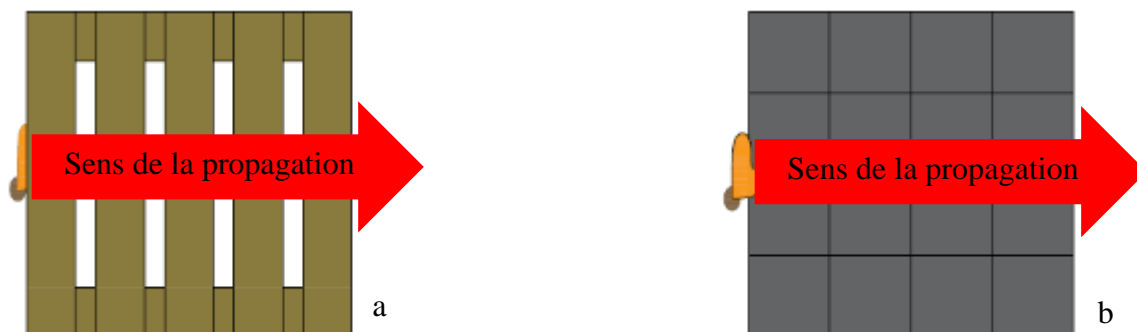


Figure 4. 15: Positionnement des brandons pour a) la dalle en bois et b) la dalle thermoplastique

La figure 4.16 présente des photographies des différentes phases de combustion pour les dalles en bois étudiées. Leur perte de masse, leur vitesse de perte de masse ainsi que la position de la tête du front de flamme pour un test représentatif du comportement moyen sont données par la figure 4.17. Comme dans le chapitre précédent, afin de comparer les deux types de dalles étudiées, la masse a été réduite par la masse consommée. Ainsi, la masse initiale (notée  $m_0$ ) des dalles en bois a été soustraite par la masse résiduelle présente en fin de combustion (notée  $m_r$ ). De plus, les différentes grandeurs associées à la réaction au feu obtenus pour les deux types d'allumages étudiés à l'échelle produit pour les dalles en bois sont fournis dans le tableau 4.5. Notons que seuls les résultats moyens obtenus en fonction des différentes densités de flux de chaleur imposées pour la configuration parallèle lors des expériences avec le panneau radiant sont présentés ici en cohérence avec les deux expériences et pour plus de clarté.

Nous observons les mêmes phases de combustion que celles identifiées lors des expériences réalisées avec le panneau radiant. Lors de la phase d'allumage, la flamme issue du brandon se propage aux dalles en moyenne en 17,6 ( $\pm 2,8$ ) s (Fig. 4.16a). Durant cette phase, une perte de masse très faible est observée correspondant à un MLR moyen de  $1,0 \times 10^{-4}$  ( $\pm 7,3 \times 10^{-5}$ ) g/s (Fig. 4.17). Afin de comparer ce résultat avec la littérature et avec les expériences précédentes avec une source radiative, nous avons estimé la surface de dalle dégradée par l'allumage avec brandon. Pour cela, nous avons placé un brandon de la sous-classe C14 au niveau de la position critique PB2 pour la dalle en bois. Juste avant l'allumage de la dalle, le brandon a été retiré. La surface dégradée (correspond à la zone noircie) a ensuite été déterminée par traitement d'image à l'aide d'un programme développé sous MATLAB®. Avec une surface moyenne de 11,9 ( $\pm 5,8$ ) cm<sup>2</sup>, nous obtenons ainsi un MLR moyen (incluant la perte de masse du brandon) de 0,084 ( $\pm 6,1 \times 10^{-3}$ ) g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> pendant la phase d'allumage.

Ces résultats sont nettement plus faibles que ceux observés lors des expériences avec le panneau radiant (tableau 4.5). Ce résultat montre qu'une source ponctuelle peut conduire à un allumage dans des conditions impossibles pour une source radiative.



Figure 4. 16 : Photographies de la combustion de la dalle en bois a) pendant la phase d'allumage (t= 10 s), b) durant l'établissement de la flamme (t=650 s), c) durant la phase de propagation (t=1620 s), d) durant la phase de flamme résiduelles (t= 3120s) et e) durant la phase de combustion sans flamme (t= 4100s)

Suite à l'allumage, pendant en moyenne 724,3 ( $\pm 66,7$ ) s, la perte de masse reste très faible (autour de 0,05 g/s). Cette phase correspond à la phase d'établissement de la flamme. Ensuite, la flamme se propage sur la première lame (Fig. 4.16.b) ce qui engendre une augmentation du MLR. Comme pour les expériences avec la source radiative, la présence des interstices va induire des fluctuations (nommées de « a à e » sur la figure 4.17b), correspondant au franchissement du front de flamme d'une lame de bois à l'autre. Le front se propage avec une vitesse moyenne 0,15 ( $\pm 0,02$ ) mm/s (Fig. 4.17.b). Cette valeur est plus faible que celle obtenue avec le panneau radiant (tableau 4.7) car le préchauffage des lames est uniquement dû au front de flamme. La valeur maximale de MLR (0,49 ( $\pm 0,03$ ) g/s) a été obtenue en moyenne à 2293,6 ( $\pm 500,6$ ) s correspondant au moment où le front de flamme se situe au milieu de la dalle. Afin de comparer ce résultat avec la littérature, nous avons, comme pour les expériences précédentes

avec une source radiative, estimé la surface de dalle en feu après l'allumage avec brandon. Cette dernière a été prise égale à la surface de la dalle entière. Avec une surface moyenne de  $0,12 \text{ m}^2$ , nous obtenons ainsi un pic de MLR de  $4,1 (\pm 0,2) \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Cette valeur de PMLR surfacique est inférieure à celles observées lors des expériences avec le panneau radiant (tableau 4.5). Par ailleurs, le maximum de MLR n'apparaît pas au même instant suivant le mode d'allumage. Pour les expériences avec le panneau radiant, la valeur maximale a en effet été mesurée lorsque le front de flamme était au niveau des premières lames à cause du préchauffage induit par ce mode d'allumage. Une fois que le front de flamme atteint l'extrémité de la dalle, les flammes s'éteignent progressivement ce qui induit une diminution du MLR. Seules quelques flammes résiduelles subsistent (Fig 4.16.d) sur les bords de la dalle où l'épaisseur est plus importante. La phase de combustion sans flamme dure ensuite  $851,6 (\pm 100,6)$  ce qui correspond à  $34,2 (\pm 6,1) \%$  du temps total de combustion. Cette phase est donc en proportion moins importante que celle relevée avec une source radiative puisque nous avons obtenu un temps de combustion sans flamme correspondant à  $65,8 (\pm 6,1) \%$  du temps total de combustion. Après l'extinction complète, il reste en moyenne  $13,8 (\pm 7,3) \%$  de la masse initiale ce qui correspond à des parties imbrulées en plus des cendres, présentent à  $1,2 \%$  (Fig. 4.16e). Ce résultat est cohérent avec celui observé lors des expériences réalisées avec le panneau radiant ( $14,9 (\pm 1,8) \%$ ).

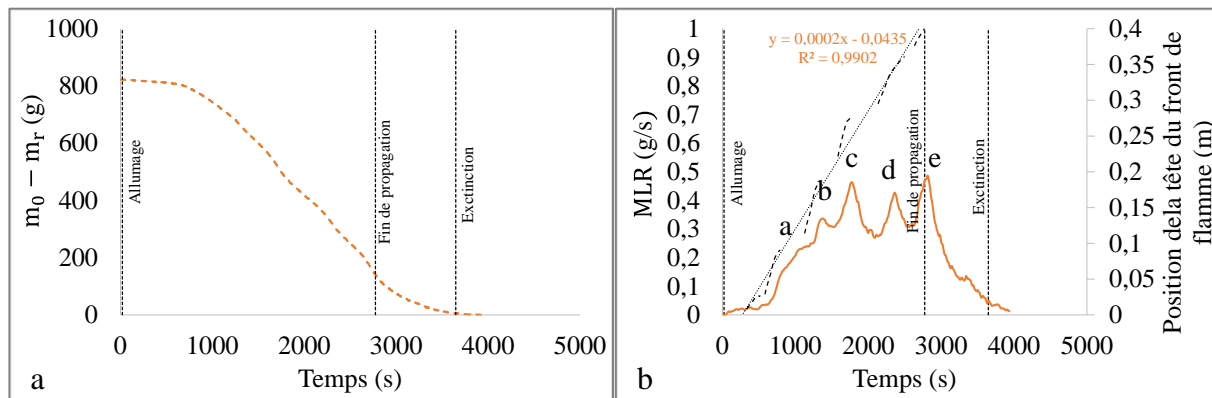


Figure 4. 17: Evolution temporelle pour un test représentatif a) de la perte de masse adimensionnée et b) de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles en bois

Afin de compléter notre description de la combustion des dalles, la hauteur maximale et moyenne du front de flamme pour un test représentatif du comportement moyen obtenues avec la camera visible C2 placée sur le côté du dispositif (cf. section 1.5 du chapitre 2) et le HRR ont également été analysés (cf. Fig. 4.18). Comme pour la masse, nous retrouvons les fluctuations causées par le passage du front d'une lame à une autre. Les pics associés de hauteur de flamme et de HRR sont maximaux lorsque le pic de MLR est maximal. Nous avons obtenu  $0,14 (\pm 0,06) \text{ m}$  pour la hauteur maximale de flamme,  $0,06 (\pm 0,01) \text{ m}$  pour la hauteur moyenne et  $8,9 (\pm 0,51) \text{ kW}$  ce qui correspond à  $74,2 (\pm 4,3) \text{ kW/m}^2$  pour la moyenne des pics HRR. Les valeurs obtenues concernant la hauteur de flamme maximale sont inférieures à celles obtenues lors des expériences réalisées à l'échelle matériau et avec le panneau radiant. En revanche, la hauteur moyenne est du même ordre (tableau 4.6). En moyenne, la hauteur de flamme maximale est 2 fois plus élevée que la hauteur de flamme moyenne. Concernant le pic de HRR, la valeur obtenue est inférieure à celle mesurée dans les expériences précédentes (tableau 4.7) et celles relevées dans la littérature [208] (entre  $131$  et  $280 \text{ kW/m}^2$  pour deux types de contre-plaqués en bois exposés à des densités de flux comprises entre  $20$  et  $50 \text{ kW/m}^2$ ). A partir des courbes de HRR, l'énergie totale dégagée a également été calculée. Une valeur de  $15,3 (\pm 1,9) \text{ MJ}$ , ce qui

correspond à  $127,4 (\pm 15,7)$  MJ/m<sup>2</sup> a été obtenue. Cette valeur est plus importante que celle mesurée lors des expériences avec le panneau radiant en raison d'un temps de résidence des flammes nettement plus élevés (tableau 4.5). Une fois que le front de flamme a atteint l'extrémité de la dalle, la hauteur des flammes maximales et moyennes ainsi que le HRR diminuent jusqu'à la complète extinction. Pour compléter la description de la combustibilité des dalles, l'indice de vitesse de croissance du feu (FIGRA) a également été calculé. Nous avons obtenu une valeur moyenne de  $3,9 (\pm 0,8)$  W/s. Cette valeur est en moyenne 15,9 fois plus faible que celle obtenue à l'échelle matériau avec le panneau radiant (tableau 4.7). Cette différence significative de la dynamique de combustion des dalles, reflétée par le FIGRA, entre les deux types d'allumage étudiés (par brandon et avec une source radiative) montre l'intérêt de réaliser des expériences dédiées pour une sollicitation considérée (les brandons dans cette partie de la thèse).

L'efficacité de la combustion est également un paramètre qui a été considérée dans ce travail. Une efficacité de combustion de  $85,1 (\pm 8,9)$  % a été obtenue. Lorsque l'allumage est dû à un brandon, nous retrouvons ainsi une combustion légèrement plus efficace qu'avec le panneau radiant (en moyenne  $78,7 (\pm 8,3)$  %).

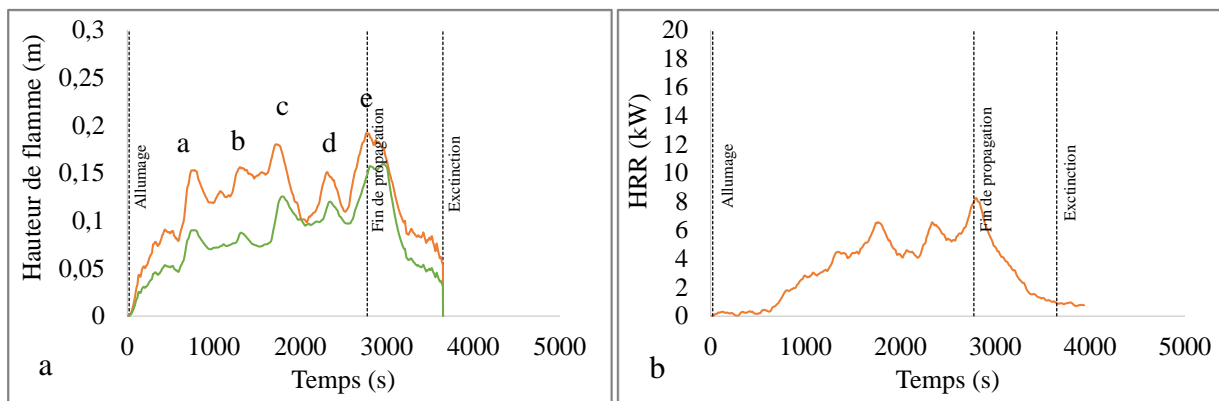


Figure 4. 18: a) Hauteur de flamme maximale et moyenne mesurée pour un test et b) Courbe de HRR pour un test en fonction du temps pour les dalles en bois

Tableau 4. 5: Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en bois pour les deux allumages : par brandon et à l'aide du panneau radiant

Paramètres	Allumage par brandon	Allumage par panneau radiant (configuration parallèle)
Surface exposée (cm <sup>2</sup> )	11,9	55
Surface en feu (cm <sup>2</sup> )	1200	1200
Flux massique surfacique critique (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	0,084 (± 6,1 × 10 <sup>-3</sup> )	10,23 (±2,64)
MLR max (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	4,1 (± 0,2)	8,6 (± 1,1)
Vitesse de propagation moyenne (mm/s)	0,15 (±0,02)	0,5 (±0,16)
Temps de résidence des flammes (s)	3286 (±357,3)	1606,8 (±356,6)
Temps de combustion sans flammes (s)	851,6 (±100,6)	1197,7 (±666,8)
Moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme maximale (m)	0,14 (±0,06)	0,32 (±0,03)
Moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme moyenne (m)	0,06 (±0,01)	0,08 (±0,01)
PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	74,2 (±4,3)	116,4 (±36,4)
THR (MJ/m <sup>2</sup> )	127,4 (±15,7)	108,9 (±13,9)
Temps des pics de MLR (s)	2293,6 (±500,6)	387,9 (±236,5)
Efficacité de la combustion (%)	85,1 (±8,9)	78,7 (±7,3)
FIGRA (W/s)	3,9 (±0,8)	69,0 (±26,8)

Les différentes phases de combustion pour les dalles thermoplastiques sont présentées dans la figure 4.19. Leur perte de masse, leur vitesse de perte de masse ainsi que la position de la tête du front de flamme pour un test représentatif du comportement moyen sont données par la figure 4.20. Comme pour les dalles en bois, la masse initiale (notée  $m_0$ ) des dalles a été soustraite par la masse résiduelle présente en fin de combustion (notée  $m_r$ ). Les différents critères de réaction au feu obtenus pour les deux types d'allumages étudiés à l'échelle produit pour les dalles en thermoplastique sont fournis dans le tableau 4.6. Notons que seuls les résultats moyens obtenus en fonction des différentes densités de flux de chaleur imposées lors des expériences avec le panneau radiant sont présentés ici en cohérence avec les deux expériences et pour plus de clarté. Nous observons les mêmes phases de combustion que celles identifiées lors des expériences réalisées avec le panneau radiant. Durant la phase d'allumage, nous retrouvons, une perte de masse très faible correspondant à un MLR moyen de  $1,4 \times 10^{-4}$  ( $\pm 8,3 \times 10^{-5}$ ) g/s, ce qui correspond à  $0,11 (\pm 6,9 \times 10^{-3})$  g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup> (Fig. 4.20). Comme observé précédemment dans le cas du bois, ces résultats sont plus faibles que ceux obtenus lors des expériences avec le panneau radiant et ceux retrouvés dans la littérature pour le polypropylène pur (entre 1,03 et 1,20 g.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>[220]). Par la suite, la flamme se propage en moyenne en 905 (±18,5) s sur toute la largeur de la dalle en formant un front de forme parabolique avec une vitesse moyenne d'environ 0,41 (±0,002) mm/s (cf. Fig. 4.20c). Cette valeur est en moyenne 2,2 fois plus faible que celle relevée avec le panneau radiant (tableau 4.8). En revanche, la vitesse de propagation du front de flamme est en moyenne 2,7 fois plus importante pour les dalles en thermoplastique que pour les dalles en bois. Cette différence est plus importante que celle relevée lors des expériences avec le panneau radiant où le front de flamme se propageait en moyenne 1,9 fois plus rapidement pour les dalles en thermoplastique

que pour la configuration parallèle. Cette propagation de la flamme engendre une augmentation rapide du MLR jusqu'à atteindre un maximum de  $(0,71 \pm 0,01)$  g/s qui correspond à la combustion de l'ensemble la dalle (Fig. 4.20a). En estimant la surface des dalles en thermoplastique à  $0,16 \text{ m}^2$ , nous obtenons ainsi une valeur maximale de MLR de  $4,4 (\pm 0,06) \text{ g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Cette valeur est plus faible que celle relevée à l'échelle matériau avec le panneau radiant (tableau 4.7). En revanche, elle est supérieure à celle obtenue pour les dalles en bois.

Une fois la propagation terminée, la dalle thermoplastique reste en flammes pendant 2766 ( $\pm 251$ ) s. Durant cette dernière phase, le MLR diminue progressivement jusqu'à l'extinction complète. Nous retrouvons un temps de résidence de flamme et un temps de combustion sans flamme supérieurs à ceux retrouvés avec le panneau radiant (tableau 4.7). A la fin des expériences, il reste en moyenne 53,5 ( $\pm 0,56$ ) % de la masse initiale. Ce résultat révèle que la quasi-totalité de la masse combustible, correspondant au polypropylène, a été consommée (présent à environ 47 %, voir section 1.4 du chapitre 2). Ce résultat est légèrement supérieur à celui observé lors des expériences réalisées avec le panneau radiant (50,5 ( $\pm 1,3$ ) %).



Figure 4. 19: Photographies de la combustion de la dalle en thermoplastique a) pendant la phase d'allumage ( $t= 8 \text{ s}$ ), b) durant la phase de propagation ( $t=240 \text{ s}$ ), c) durant la phase de propagation ( $t=660\text{s}$ ) d) durant la phase de petite flamme ( $t= 1320\text{s}$ ) et e) pendant la phase de combustion dans flamme ( $t=3420\text{s}$ )

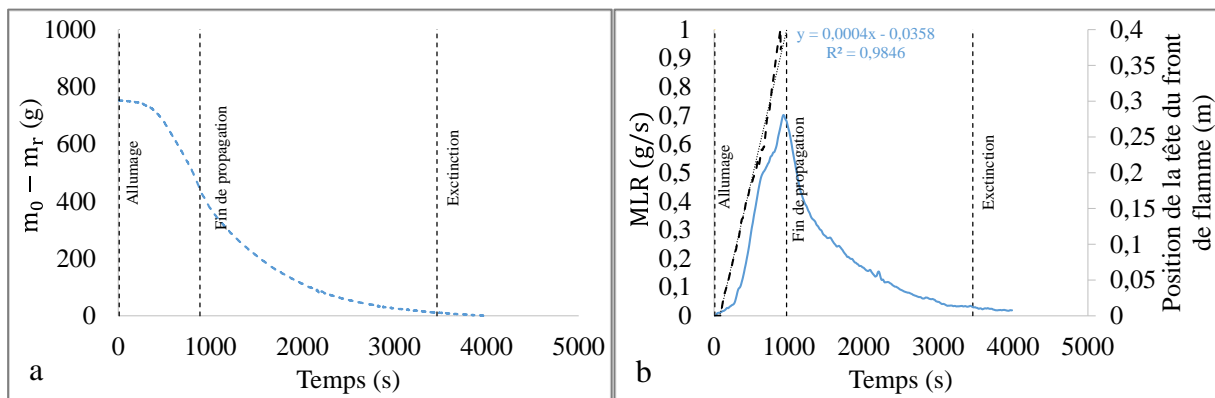


Figure 4. 20: Evolution temporelle a) de la perte de masse et b) de la vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour un test représentatif pour les dalles en thermoplastique

La figure 4.21 présente les hauteurs maximales et moyennes ainsi que le HRR mesurés pour un test représentatif du comportement moyen pendant la combustion des dalles thermoplastiques. Les hauteurs de flamme et le HRR sont maximales lorsque la dalle est entièrement en flammes. Nous avons obtenu  $0,26 (\pm 0,006) \text{ m}$  et  $0,06 (\pm 0,01) \text{ m}$  pour la hauteur maximale et moyenne respectivement (Fig. 4.21a). La hauteur de flamme maximale est plus faible que celle mesurée lors des expériences avec le panneau radiant (tableau 4.7). En revanche, comme observé lors



des expériences précédentes, la combustion des dalles en thermoplastique conduit à des hauteurs de flamme maximales plus importantes que lors de la combustion des dalles en bois.

Par la suite, contrairement aux dalles en bois, la hauteur de flamme diminue rapidement une fois que le front de flamme a atteint l'extrémité de la dalle. La courbe de HRR suit la même tendance que celle du MLR. Le HRR augmente en effet après l'allumage en atteignant un pic égal à  $128,6 (\pm 0,6) \text{ kW/m}^2$ . Cette valeur est inférieure à celle relevée dans la littérature [222] concernant la combustion du polypropylène pur sous un cône calorimètre avec une densité de flux de  $50 \text{ kW/m}^2$  ( $1166 \text{ kW/m}^2$ ). Ensuite, le HRR décroît ensuite jusqu'à l'extinction (Fig. 4.21b). Concernant le THR surfacique, une valeur de  $127,4 (\pm 1,4) \text{ MJ/m}^2$  a été obtenue. Cette valeur est supérieure que celle relevée pour les dalles en bois.

Concernant le paramètre FIGRA, une valeur de  $23,9 (\pm 0,9) \text{ W/s}$  a été obtenue. Cette dernière est environ 4,4 fois supérieure à celle obtenue pour les dalles en bois. Ainsi, comme les matériaux à FIGRA élevé présentent généralement des risques d'incendie élevés, les dalles thermoplastiques ont tendance à avoir un degré de dangerosité plus élevé que les dalles en bois. Cette même conclusion a été établie lors des expériences réalisées avec le panneau radiant. De plus, comme lors des expériences précédentes pour évaluer l'efficacité de la combustion. Nous avons obtenu une valeur de  $61,9 (\pm 0,5) \%$  pour les expériences avec les dalles thermoplastiques ce qui est inférieure à celle mesurée pour les dalles en bois. Nous retrouvons ainsi une combustion moins efficace qu'avec le panneau radiant (en moyenne  $91,2 (\pm 0,06) \%$ ).

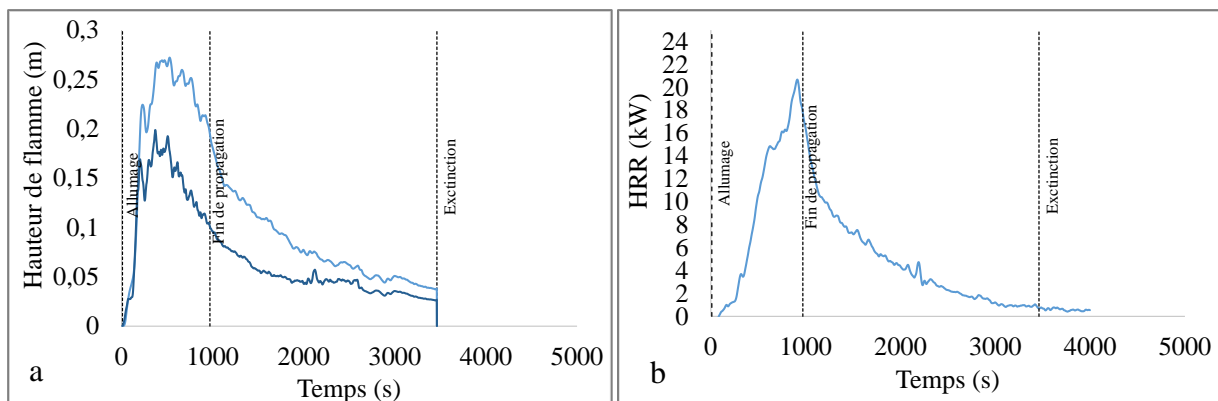


Figure 4. 21: a) Hauteur de flamme maximale et moyenne mesurée pour un test et b) Courbe de HRR pour un test en fonction du temps pour les dalles en thermoplastique

Tableau 4. 6 : Critères de réaction au feu étudiés pour les dalle en thermoplastique pour les deux allumages: par brandon et à l'aide du panneau radiant

Paramètres	Allumage par brandon	Allumage par panneau radiant
Surface exposée (cm <sup>2</sup> )	11,9	91
Surface en feu (cm <sup>2</sup> )	1600	1600
Flux massique surfacique critique ( g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	0,11 (± 6,9 × 10 <sup>-3</sup> )	0,95 (±0,48)
MLR max ( g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	4,4 (± 0,06)	6,8 (± 0,38)
Vitesse de propagation moyenne (mm/s)	0,41 (±0,002)	0,92 (±0,11)
Temps de résidence des flammes (s)	3688 (±237)	2586,8 (±343,1)
Temps de combustion sans flammes (s)	498 (±38)	124,2 (±79,8)
Moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme maximale (m)	0,26 (±0,006)	0,39 (±0,02)
Moyenne sur tous les essais de la hauteur de flamme moyenne (m)	0,06 (±0,02)	0,07 (±0,01)
PHRR (kW/m <sup>2</sup> )	128,6 (±0,6)	267,8 (±15,7)
THR (MJ/m <sup>2</sup> )	127,4 (±1,4)	195,2 (±18,3)
Temps pics de MLR(s)	861 (±38)	431,8 (±46,1)
Efficacité de la combustion (%)	61,9 (±0,5)	91,2 (±0,06)
FIGRA (W/s)	23,9 (±0,22)	101,1 (±15,2)

L'utilisation d'une source surfacique ou d'une source ponctuelle d'allumage a donc un impact significatif sur le comportement au feu des dalles. Nous retrouvons pour les deux dalles, une dynamique de combustion plus faible que pour les expériences avec le panneau radiant. Cette différence est reflétée notamment par le FIGRA obtenu pour les deux types d'allumage étudiés. En effet, lors des expériences avec le panneau, les dalles sont non seulement préchauffées par le front de flamme mais également par le panneau radiant ce qui accroît la dynamique de perte de masse et la puissance du feu lors de la combustion. En revanche, concernant l'étude de la combustibilité les résultats obtenus avec une source radiative et avec des brandons sont cohérents dans la mesure où la combustibilité des dalles thermoplastiques est supérieure à celle des dalles en bois dans les deux cas.

## 4.4 Conclusion

Dans cette partie, le comportement au feu des deux dalles de terrasse face à un allumage par brandon a été analysé. Pour cela, nous avons considéré des brandons enflammés et incandescents. Nous avons établi que :

- Les brandons générés à partir de copeaux de bois sont représentatifs de la réalité des incendies de forêt et également des feux de structures.
- Les brandons incandescents ne permettaient pas d'allumer les dalles de terrasse étudiées.

- Avec les brandons enflammés, trois positions critiques d'allumage ont été identifiées pour les dalles en bois, à savoir: les bords de la dalle, les interstices et les pieds de la dalle. Pour les dalles thermoplastiques, les pieds de dalle et les contours de la dalle constituent les positions menant à l'allumage des dalles.
- La masse critique de brandon nécessaire pour enflammer les dalles est de 0,31 g pour les dalles en bois et de 0,28 g pour les dalles thermoplastiques.
- L'inflammabilité des deux dalles est comparable même si l'allumage des dalles thermoplastiques a lieu avec un temps d'allumage moyen plus faible. En revanche, la combustibilité des dalles thermoplastiques est supérieure à celle des dalles en bois avec notamment une puissance dégagée lors de la combustion et un temps de résidence des flammes plus élevés.

En comparant les résultats obtenus dans cette partie et ceux analysés lors de l'étude de la réaction au feu des dalles face à une source radiative, nous constatons que la combustibilité des dalles est plus forte pour les expériences avec allumage par panneau radiant que lors d'un allumage par brandon. Toutefois, le fait que la combustibilité des dalles thermoplastiques soit supérieure à celle des dalles en bois pour les deux modalités d'allumages laisse supposer que les comparaisons entre les matériaux thermoplastiques et lignocellulosiques pourrait être réalisées indépendamment de la modalité d'allumage (pour peu que l'on conserve le même allumage pour les deux matériaux). Concernant l'inflammabilité, les deux modalités d'allumage (brandons et panneau radiant) présentent des résultats identiques à l'échelle produit pour laquelle les dalles thermoplastiques s'allument plus vite que les dalles en bois. En revanche à l'échelle du cône le comportement inverse était observé. Cette différence provient de l'épaisseur de la zone combustible soumise à la source (radiative ou brandons) qui est plus faible à l'échelle produit qu'à l'échelle matériaux pour les dalles thermoplastiques.

## Chapitre 5. Caractérisation de la sollicitation thermique due à la combustion d'une haie de ciste

Ce chapitre a pour objectif de caractériser les sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste. Pour cela, une étude multi-échelle a été réalisée. La première partie de ce chapitre présente les résultats obtenus à l'échelle du laboratoire pour une haie de ciste reconstituée mesurant 0,5 x 0,5 x 1 m<sup>3</sup>. Les brandons générés par la combustion de la haie ont également été caractérisés. La deuxième partie présente l'étude de la combustion d'une haie de ciste à l'échelle du terrain. Des haies de 6 m de long sur 1 m de large ont été réalisées avec deux hauteurs différentes : 1 m et 2 m. Enfin, dans la troisième partie, nous présentons les résultats obtenus pour une configuration d'interface forêt/habitat. Une haie reconstituée de 6 m de long, 1 m de large et 1 m de haut a été placée au bord d'une terrasse faite de dalles en bois et à 3 m de différents types de menuiserie afin de caractériser la vulnérabilité de ces éléments face à une haie en feu.

### 5.1 Echelle analytique

#### 5.1.1 Caractérisation de la combustion de la haie

Les différentes phases de combustion de la haie de ciste reconstituée à l'échelle du laboratoire sont illustrées par la figure 5.1. La figure 5.2 présente la hauteur de flamme moyenne en fonction du temps. Les barres d'erreur en gris présentent la variabilité observée pour les différents essais. Il est à noter que pour les 8 essais, la position de la caméra n'a pas permis de voir la totalité de la flamme pendant les phases les plus intenses à cause de la présence des panneaux de la hotte. Le front de feu se propage tout d'abord dans la litière de frisure de bois (figure 5.1.a) avec une vitesse de propagation moyenne, estimée à partir du temps de propagation et de la longueur du lit, égale à 1,34 ( $\pm$  0,11) cm/s. Ces résultats sont inférieurs à ceux relevés dans la littérature [119,230]. Dans sa thèse, A. Lhuilier-Marchand [119] a obtenu des vitesses de propagation comprises entre 1,5 et 2,2 cm/s dans une litière de frisure de bois mesurant 2 m de long sur 2 m de large avec une charge de combustible similaire à celle utilisée dans notre étude (0,6 kg/m<sup>2</sup> contre 0,617 kg/m<sup>2</sup> dans notre cas). Morandini et coll. [230] ont quant à eux mesuré des vitesses comprises entre 1,9 et 2 cm/s dans une litière de frisure de bois mesurant 7 m de long sur 3 m de large avec également une charge de 0,6 kg/m<sup>2</sup>. Cette différence est probablement due à la largeur du lit de frisure (dans notre cas, le lit mesurait 0,6 m de large). En effet, A. Lhuilier-Marchand [119] a observé une augmentation de la vitesse de propagation avec la largeur du lit pour une même charge de combustible (0,5 kg/m<sup>2</sup>) pour des largeurs allant jusqu'à 2 m. Il a notamment observé que la vitesse passait de 0,8 cm/s pour une largeur de 0,25 m à 1,5 cm/s pour une largeur de 2 m. Au-delà de 2 m, la vitesse semble atteindre une valeur constante.

Pendant cette phase de propagation dans le lit de frisure (figure 5.2), la hauteur de flamme présente un plateau avec une valeur moyenne de 0,45 ( $\pm$ 0,15) cm montrant que la combustion est quasi-stationnaire. Contrairement à la vitesse de propagation, A. Lhuilier-Marchand [119] a démontré que la largeur du lit de frisure n'avait pas d'influence sur la hauteur de flamme. En revanche, elle augmente avec la charge de combustible [230]. En effet, Morandini et coll. [230] ont observé que la hauteur de flamme passait de 0,17 m pour une charge de 0,2 kg/m<sup>2</sup> à 0,70 m pour une charge de 0,6 kg/m<sup>2</sup> avec des conditions expérimentales similaires aux nôtres (cas

sans vent à plat). Néanmoins, la valeur qu'ils ont mesurée pour la charge de  $0,6 \text{ kg/m}^2$  est supérieure à celle obtenue dans notre étude. Cette différence provient probablement des propriétés de la frisure. En effet, le rapport surface/volume et la densité de leur frisure étaient respectivement de  $4\,730 \text{ m}^{-1}$  et  $780 \text{ kg/m}^3$  contre  $10\,268,9 \text{ m}^{-1}$  et  $446,2 \text{ kg/m}^3$  dans notre cas.

En approchant de la haie, la flamme s'étire progressivement pour atteindre en moyenne  $0,60 (\pm 0,08) \text{ cm}$ . Au bout de  $37,5 (\pm 3) \text{ s}$ , le front de flamme arrive au contact de la haie de ciste (Fig. 5.1.b) impliquant son allumage au niveau inférieur de la haie. D'après les travaux de Tramoni [15], cette position d'allumage favorise le développement rapide de la combustion au sein des arbustes. En effet, cela implique des transferts thermiques par convection et rayonnement plus importants entre la zone de flamme et la végétation imbrulée que lors d'un allumage en partie supérieure. La propagation du front de feu à l'intérieur de la haie se produit d'abord du bas vers le haut de la haie puis vers le combustible situé en aval du front de feu (Fig. 5.1.c). A partir de  $41,4 (\pm 4,8) \text{ s}$  et pendant  $57,0 (\pm 6,0) \text{ s}$ , la hauteur de flamme dépasse les  $1 \text{ m}$ . Pendant cette phase, l'ensemble de la haie est en feu (Fig. 5.1c). Puis au-delà de  $99,7 (\pm 6,9) \text{ s}$ , la hauteur des flammes redescend sous les  $1 \text{ m}$  et décroît progressivement. Cette phase correspond au moment où les particules les plus épaisses s'effondrent progressivement sur le sol (Fig. 5.d). L'extinction du front de flamme se produit à  $224 (\pm 54) \text{ s}$ . Cette valeur est cohérente avec les données obtenues par Li and coll. [79] pour des arbustes vivants (entre  $73$  et  $333 \text{ s}$ ). L'extinction total a lieu à  $400 (\pm 34,7) \text{ s}$ .



Figure 5. 1: Photos de la haie en feu : a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois ( $t = 10 \text{ s}$ ) b) Transition du feu entre la litière et la haie ( $t = 38 \text{ s}$ ) c) Brûlage de la haie ( $t = 59 \text{ s}$ ) d) Brûlage des particules les plus épaisses ( $t = 125 \text{ s}$ )

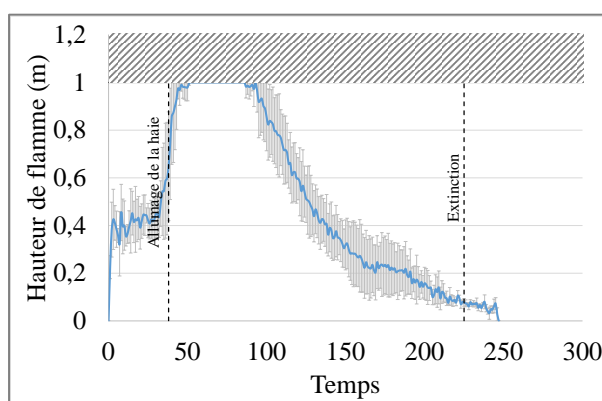


Figure 5. 2 : Hauteurs de flamme maximales moyennes obtenues lors des expériences de brûlage de haies. La partie hachurée indique les hauteurs non observables dues à la hotte.

La figure 5.3 présente la perte de masse moyenne adimensionnée par la masse initiale (frisure et haie) ainsi que la vitesse de perte de masse enregistrées au cours du temps. Les barres d'erreur en gris présentent la variabilité observée pour les différents essais. Pour compléter ces données, le HRR est présenté sur la figure 5.4. Le tableau 5.1 présente les grandeurs thermiques relatives à la combustion de la haie pour les différents tests effectués. Durant la propagation du feu dans la litière de frisure de bois, une perte de masse très faible est observée. En moyenne, le MLR durant cette phase est de  $3,6 (\pm 0,4)$  g/s. La courbe de HRR suit la même tendance que celle du MLR avec une valeur moyenne de  $51,9 (\pm 7,3)$  kW ce qui correspond à environ 104 kW/m. Ces résultats sont inférieurs à ceux relevés par A. Lhuillier-Marchand [119] (environ 160 kW/m) pour la propagation d'un feu à plat dans un lit de frisure pour une charge de  $0,6 \text{ kg/m}^2$ . Juste après l'allumage de la haie, la perte de masse augmente de manière importante. Un pic de MLR apparaît à  $63 (\pm 6)$  s ce qui correspond au moment où l'ensemble de la haie de ciste est en feu (Fig. 5.2b). Le pic de MLR atteint  $37,8 (\pm 4,6)$  g/s correspond à un MLR adimensionné par la masse de la haie de  $20,01 (\pm 2,99) \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Ces valeurs sont en accord avec les travaux de Mell et coll. [48] sur des arbres (sapins douglas) et de Li et coll. [79] sur des arbustes vivants. En effet, Mell et coll. [48] ont mesuré un MLR compris entre 0,25 et 2 kg/s ce qui correspond à un MLR adimensionné compris entre  $18,51 \times 10^{-3}$  et  $41,23 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Li et coll. [79] ont quant à eux mesurés des pics de MLR compris entre 9 et 68 g/s correspondant à un MLR maximal adimensionné allant de  $16,7 \times 10^{-3}$  à  $126 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . En revanche, nos valeurs sont supérieures à celles obtenues par Morandini et coll. [54] pour un arbuste de ciste ( $0,012 \text{ kg/s}$  correspondant à une valeur adimensionnée de  $6,15 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ). La différence provient de la manière dont le front de feu s'est propagé dans le ciste dans [54]. En utilisant un panneau rayonnant, Morandini et coll. [54] n'ont pas réussi à obtenir une propagation dans l'ensemble du houppier mais principalement dans leur partie supérieure. Cela a conduit à des taux de consommation plus faibles ( $25 \pm 8\%$ ) que pour nos expériences ( $94,0 (\pm 3,5)\%$ ) et donc à des MLR plus bas. Nos MLR sont également supérieurs à ceux enregistrés par Madrigal et coll. [81] pour des ajoncs (*Ulex europaeus L.*) brûlés en soufflerie ( $0,0215 \text{ kg/s}$  correspondant à  $6,95 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ). Cette valeur plus faible est vraisemblablement due à l'humidité des végétaux qui atteignait 72 % alors que nos cistes étaient beaucoup plus secs (8,4 % au niveau des feuilles). Le pic de HRR apparaît au même instant que celui de MLR ( $63 (\pm 5)$  s soit  $24,8 (4,5)$  s après l'allumage de la haie) et atteint en moyenne  $569,6 (\pm 55,6)$  kW. Comme pour les valeurs de MLR, les valeurs obtenus pour le HRR sont bien supérieures à celles enregistrées par Morandini et coll. [54] et Madrigal coll. [81] et qui ont respectivement obtenu un pic de HRR de 226 kW pour un arbuste de ciste d'une masse de 1,95 kg et de 96 kW pour l'arbuste d'ajonc d'une masse de 3,1 kg.

A l'aide de la courbe de HRR, l'indice de vitesse de croissance du feu (FIGRA) a été calculé pour les différents tests (équation 3.20). En moyenne, le FIGRA pour la haie reconstituée est de  $23,6 (\pm 4,1)$  kW/s ce qui montre une croissance très rapide du feu dans la haie. Après le pic de puissance et de perte de masse, le MLR et le HRR diminue progressivement jusqu'à l'extinction de la flamme qui se produit pour un MLR de  $0,9 (\pm 0,05)$  g/s. En moyenne, durant la phase de combustion sans flamme, le MLR vaut  $0,38 (\pm 0,01)$  g/s ce qui correspond à un MLR adimensionné de  $0,17 (\pm 6,78 \times 10^{-3}) \text{ s}^{-1}$ . Au moment de l'extinction totale, la masse finale correspond à  $6,0 (\pm 3,5)\%$  de la masse initiale ce qui correspond aux cendres et à quelques branches imbrûlées. L'énergie totale libérée lors de la combustion de l'ensemble frisure et haie est de  $34,5 (\pm 1,5)$  MJ. A partir de cette valeur, l'efficacité de combustion a été calculée à l'aide de l'équation 3.1 (cf. chapitre 3). L'énergie maximale que pourrait dégager le combustible ( $\Delta E_{\text{max}}$ ) étant égale à la moyenne du PCI du ciste et du PCI de la frisure (cf. chapitre 2 section 1.2) pondérée par la répartition massique de ces éléments, nous avons obtenu une efficacité moyenne de  $0,84 (\pm 0,05)$ . Ce résultat est en accord avec les données de la littérature pour des tests de brûlage sous LSHR (entre 0,81 et 0,88 [66]).

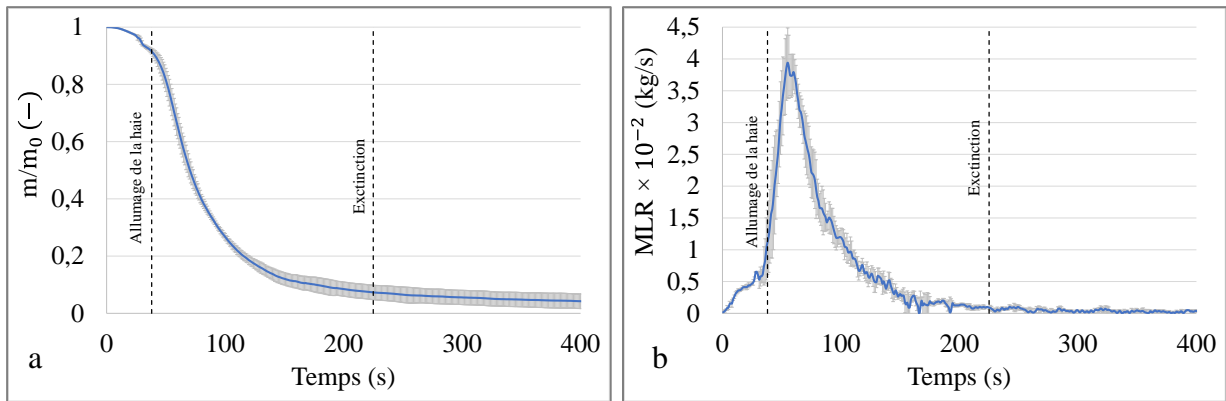


Figure 5. 3 : a) Perte de masse adimensionnée par la masse initiale et b) vitesse de perte de masse moyenne obtenues lors des expériences de brûlage de haies.

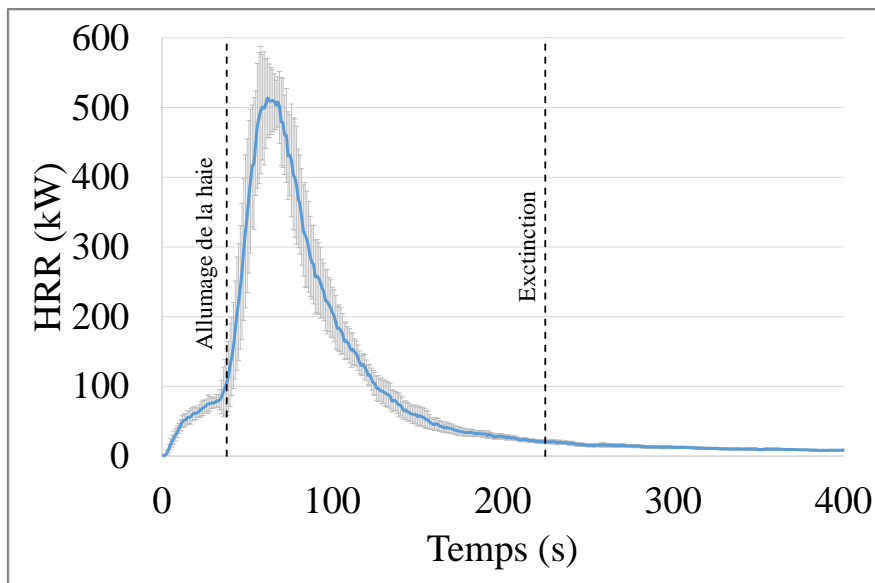


Figure 5. 4 : HRR moyen obtenus lors des expériences de brûlage de haies.

Nous avons également mesuré lors de ces expériences, les densités de flux total et radiatif (Figure 5.5). Les fluxmètres ont été placés à mi-hauteur de la haie à une distance de 1,15 m. La part de densité de flux convectif a également été estimée à l'aide de la relation suivante :

$$\Phi_{conv} = \Phi_{tot} - \Phi_{rad} \quad (5.1)$$

Avec  $\Phi_{conv}$ , la densité de flux convectif,  $\Phi_{tot}$  la densité de flux total et  $\Phi_{rad}$  la densité de flux radiatif. Les densités de flux de chaleur sont très faibles durant la propagation du front de flamme dans la litière de frisure du fait de la distance et de la haie qui fait écran. Une fois que la haie s'enflamme, les densités de flux augmentent jusqu'à atteindre des valeurs de  $6 (\pm 0,9)$  kW/m<sup>2</sup> pour le flux total et de  $4,9 (\pm 0,8)$  kW/m<sup>2</sup> pour le flux radiatif (Tableau 5.1). Dans la phase de développement du front dans la haie, le flux radiatif et total sont identiques montrant que les transferts thermiques à 1,15 m de la haie sont principalement gouvernés par le rayonnement. Lorsque la haie est complètement en feu, on observe un flux total supérieur au flux radiatif montrant que les transferts thermiques par convection augmentent à mesure que le front de feu se développe. Toutefois, le rayonnement reste le transfert thermique majoritaire (représentant en moyenne  $73,7 (\pm 21,8)$  % du flux total). Ce même résultat a été observé par Li and coll. [5].

Tableau 5. 1: Grandeurs thermiques relatives à la combustion de la haie à l'échelle du laboratoire

Test	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
$t_{ign}$ (s)	37	40	38	33	38	42	39	33	37 ( $\pm 3$ )
PMLR ( $g \cdot s^{-1}$ )	38,5	35,5	46,5	47,5	38,5	37,5	48,5	37,5	41,3 ( $\pm 4,9$ )
$t_{PMLR}$ (s)	59	62	76	58	57	69	61	62	63 ( $\pm 6$ )
PHRR (kW)	475,7	539,1	600,5	670,5	539,6	565,5	619,0	547,1	569,6 ( $\pm 55,6$ )
$t_{PHRR}$ (s)	59	62	73	58	59	69	59	60	63 ( $\pm 5$ )
$t_{PHRR-t_{ign}}$ (s)	22	22	35	25	21	27	20	27	24,8 (4,5)
$t_{fl}$ (s)	268	229	129	157	89	211	197	212	187 ( $\pm 54,2$ )
$t_t$ (s)	316	412	418	390	430	433	401	400	400 ( $\pm 34,7$ )
THR (MJ)	32,3	33,1	36,2	37,0	33,8	35,5	33,9	34,1	34,5 ( $\pm 1,5$ )
Masse restante (%)	8,7	6,3	13,1	4,6	3,9	6	6	5,1	6,0 ( $\pm 3,5$ )
Densité de flux total maximale ( $kW/m^2$ )	5,1	5,4	7,8	6,9	5,9	6,2	5,2	5,7	6 ( $\pm 0,9$ )
Densité de flux radiatif maximale ( $kW/m^2$ )	4,2	4,6	6,6	5,8	4,7	5,2	4,2	4,7	4,9 ( $\pm 0,8$ )
FIGRA ( $kW/s$ )	18,2	20,6	14,4	22,6	21,6	17,6	26	17,1	19,8 ( $\pm 3,4$ )
$\chi$ (%)	83,1	83,1	83,1	83,1	83,1	83,1	83,1	83,1	84,3 ( $\pm 4,6$ )

$t_{ign}$ : temps d'allumage de la haie, PMLR: pic de MLR,  $t_{PMLR}$ : temps correspondant au pic de MLR, PHRR: pic de HRR,  $t_{PHRR}$ : temps correspondant au pic de HRR,  $t_{fl}$ : temps de résidence de flamme dans la haie,  $t_t$ : temps de combustion totale, THR: énergie totale dégagée, FIGRA: vitesse de croissance du feu et  $\chi$ : efficacité de la combustion.

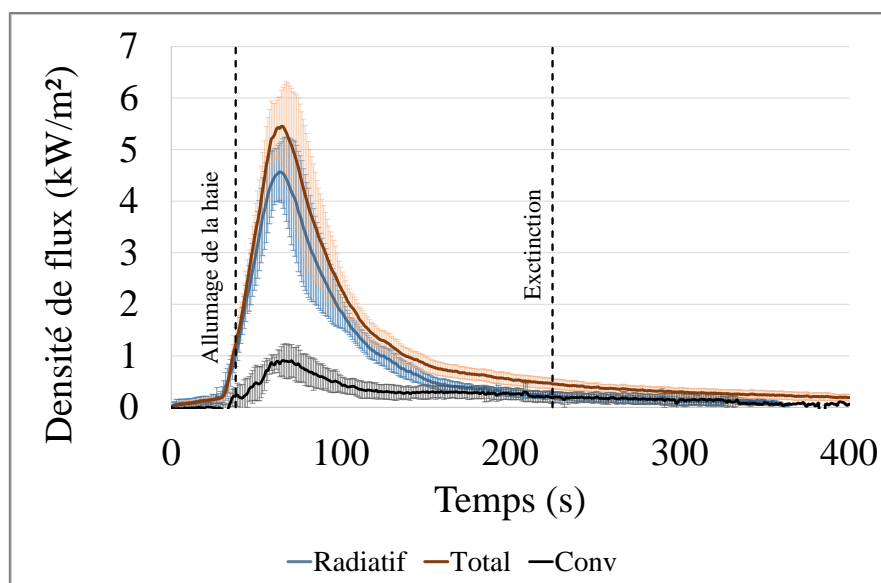


Figure 5. 5: Densité de flux total, radiatif et convectif mesurées pendant les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du laboratoire



## 5.1.2 Caractéristiques des brandons générés par la combustion d'une haie de ciste

Afin d'étudier les caractéristiques des brandons produits par la combustion d'une haie, un protocole expérimental a été mis en place permettant de recueillir les brandons à l'aide de barquettes contenant de l'eau. Cette section présente les résultats obtenus à l'échelle du laboratoire, l'objectif final étant d'utiliser ce protocole à l'échelle du terrain dans des futures expérimentations.

La figure 5.6 présente une photographie des brandons recueillis lors des expériences de combustion de la haie de ciste en laboratoire. Pour l'ensemble des 8 expériences, 179 brandons ont été recueillis et ont pu être classés en trois catégories : les morceaux de brindilles fines, les fleurs et les feuilles. Ces particules ont en effet des masses faibles favorisant leur entraînement dans le panache convectif de la haie en feu. La figure 5.7 présente la répartition des brandons pour les différentes barquettes de récolte. Le plus grand nombre de brandons a été obtenu dans les barquettes 3 (27,9 ( $\pm 13$ ) %) et 4 (21,7 ( $\pm 9,8$ ) %) situées devant la haie (Fig. 2.27 b du chapitre 2) et à 74,7 cm du centre. Pour les autres barquettes se situant plus loin du centre, c'est-à-dire entre 85,2 et 87,3 cm sur le côté de la haie (figure 2.27b du chapitre 2), la proportion varie entre 9,5 et 13,9 %. Sur l'ensemble des brandons, les particules les plus présentes sont les feuilles à 53,6%, suivies par les brindilles pour 40,2 % et les fleurs pour 6,2 % (Fig. 5.6.b). Aucune corrélation n'apparaît entre les types de particules générés et la position des barquettes. La masse ainsi que les dimensions des différents brandons recueillis ont été mesurées. Nous avons obtenu des masses comprises entre 0,1 mg et 87 mg et des surfaces projetées entre 0,0046 et 1,50 cm<sup>2</sup>. Ces masses et ces surfaces projetées sont voisines de celles obtenues pour les sous-classes C11 et C12 des brandons utilisés dans le chapitre 4 (masses comprises entre 0,9 mg à 0,7 g et surfaces projetées comprise entre 0,07 et 4,2 cm<sup>2</sup>)

Pour étudier la distribution des brandons, nous avons utilisé les classes de taille de brandons adoptées par Houssami et coll. [113] pour la masse et la surface projetée. Ainsi, 79,3% des brandons obtenus avaient une masse inférieure à 5 mg. 11,7% avaient une masse comprise entre 5 et 10 mg, 6,7 % entre 10 et 20 mg, 1,7 % entre 20 et 50 mg et seulement 0,6% avait une masse supérieure à 50 mg (Fig. 5.6a). Concernant la surface projetée, 99,4 % des brandons avaient une surface inférieure à 1 cm<sup>2</sup> (Fig. 5.6c). Les 0,6 % restant avaient une surface projetée comprise entre 1 et 2 cm<sup>2</sup>. La majorité des brandons produits lors de la combustion de la haie avait donc une masse inférieure à 5 mg et une surface projetée inférieure à 0,15 cm<sup>2</sup> (Fig. 5.6.c). Ces valeurs sont inférieures à celles rencontrés dans les travaux de Houssami et coll. [113] et Filkov et coll. [114] qui ont observé que la majorité des brandons générés lors de brûlages dirigés effectués dans des forêts dominées par les pins ont une masse comprises entre 10 et 20 mg et une surface projetée inférieure comprises entre 0,5 et 2 cm<sup>2</sup>. Néanmoins il convient de préciser que les végétations sont différentes puisqu'il s'agit d'arbustes dans notre cas et d'arbres pour ces auteurs. D'après l'étude réalisée sur les masses critiques nécessaires à l'allumage des dalles, les brandons générés par la haie ne pourraient pas provoquer l'inflammation des dalles et cela même en accumulant tous les brandons au même endroit. En effet, la masse totale de brandons obtenue par expérience est de 0,13 ( $\pm 0,06$ ) g ce qui est très inférieur aux masses nécessaires pour l'allumage (0,31 g pour les dalles en bois et de 0,28 g pour les dalles thermoplastiques). Par contre, ces brandons pourraient induire des allumages pilotés lors d'une exposition par rayonnement. Il convient également de pondérer ces résultats car notre haie en laboratoire est de petite taille et l'écoulement induit par le feu est trop faible pour arracher des particules de taille supérieure. Un incendie de grande ampleur avec ou sans vent provoquerait une génération de brandons plus importante et de taille supérieure.



Figure 5. 6 : Photographie des brandons recueillis

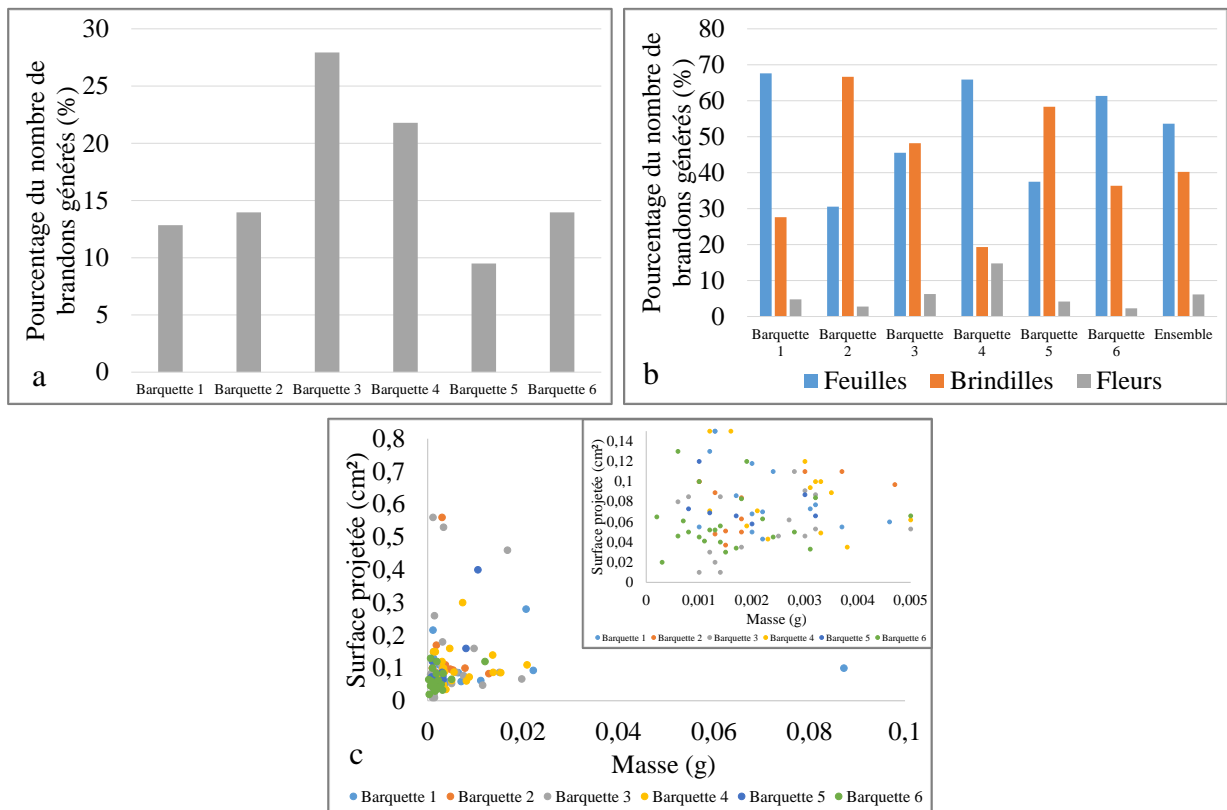


Figure 5. 7 : Répartition des brandons a) en fonction des barquettes et b) en fonction du type de particules c) en fonction de la masse et de la surface projetée

### 5.1.3 Conclusion sur la caractérisation de la combustion d'une haie à l'échelle analytique

Dans cette partie, la caractérisation de la combustion d'une haie de ciste reconstituée mesurant  $0,5 \times 0,5 \times 1 \text{ m}^3$  a été analysée à l'échelle analytique. Pour cela, 8 essais ont été réalisés sous la hotte du LSHR. De plus, des barquettes d'eau ont été utilisées pour récupérer les brandons générés. Nous avons établi que :

- Lorsque que le front de flamme arrive à la base de la haie, l'allumage situé dans la partie inférieure du houppier (quantité notable de combustible présente au-dessus de la zone d'allumage) favorise des pics de HRR et une consommation de masse élevés.
- Les pics de densités de flux total et radiatif mesurées à mi-hauteur de la haie à une distance de 1,15 m ont atteint des valeurs de  $6 (\pm 0,9) \text{ kW/m}^2$  et  $4,9 (\pm 0,8) \text{ kW/m}^2$  respectivement. Nous retrouvons ainsi que le rayonnement est le transfert thermique majoritaire (représentant en moyenne  $73,7 (\pm 21,8) \%$  du flux total).
- Afin de recueillir les brandons produits lors de la combustion d'une haie, nous avons utilisé des barquettes contenant de l'eau. Cette technique a permis de déterminer la masse et la surface projetée de 179 brandons. Ce protocole pourra être étendu à l'échelle du terrain.

De plus, une forte répétabilité a été observée entre les 8 essais réalisées. Ces résultats seront ainsi utilisés afin de valider un modèle numérique de combustion de haie à l'échelle analytique. Les prédictions du modèle seront confrontées aux résultats expérimentaux dans le chapitre suivant.

## 5.2 Echelle terrain

### 5.2.1 Description et phénoménologie du front de flamme

Les différentes phases de combustion des haies de ciste à l'échelle du terrain sont présentées dans les figures 5.8 à 5.10. Pour chaque figure, les photographies de la première rangée ont été enregistrées avec la caméra 2, placée sur le côté du dispositif et celles de la seconde rangée avec la caméra 1, placée face au dispositif. Le tableau 5.2 présente les grandeurs d'intérêt observées lors de la combustion de ces haies.

Comme pour les expériences à l'échelle du laboratoire, les expériences débutent par la propagation du front de feu dans la frisure de bois. L'allumage de la haie après 10 s pour le test 1, 19 s pour le test 2 et 21 s pour le test 3. Nous obtenons ainsi, des vitesses de propagation moyennes dans le lit de frisure, estimées à partir du temps de propagation et de la longueur du lit, égales à 20,0, 10,5 et 9,5 cm/s respectivement pour les 3 essais. Ces résultats sont cohérentes avec les travaux de Cheney et Gould [84] et de Cheney et coll. [83] sur des parcelles d'herbes avec des hauteurs de combustibles de 0,1 à 0,6 m (vitesse de propagation entre 2 et 200 cm/s).

La durée de la propagation dans la frisure de bois a été plus longue pour les essais 2 et 3 car l'orientation du vent était défavorable à l'avancée du front (Fig. 5.11). En effet, rappelons que plus nous sommes proche de  $0^\circ$ , plus la différence entre la direction du vent et le sens de propagation est faible. En revanche si la direction du vent est située au-delà de  $45^\circ$  en valeur

absolue (en dehors du cadre rouge représenté sur la figure), le vent n'est pas dans le sens de propagation voulu. Pour l'essai 1, la direction du vent lors de la propagation dans le lit de frisure était en moyenne de  $-3,5 (\pm 12,6)^\circ$  alors que pour les essais 2 et 3, elle était en moyenne de  $50,2 (\pm 16,9)^\circ$  et  $63,5 (\pm 16,6)^\circ$ , respectivement. Pour l'essai 1, les flammes étaient donc inclinées par le vent en direction du combustible imbrulé (Fig. 5.8a) impliquant une vitesse de propagation plus rapide. Pour les deux autres essais, le front de flamme était plus vertical voire parfois incliné latéralement (Fig. 5.9a et 5.10a) ce qui a réduit le préchauffage en avant du front, induisant une propagation du feu plus lente. L'allumage de la haie s'est fait par contact du front de flamme avec les branches de ciste. La position horizontale de l'allumage diffère suivant les essais principalement à cause du vent. Pour le test 1, l'allumage était proche du centre de la haie (Fig. 5.8b) alors que pour les tests 2 et 3, il a eu lieu sur le côté gauche, porté par un vent latéral de direction moyenne respectivement  $50,2^\circ$  et  $63,5^\circ$  (Fig. 5.9b et 5.10b). Le front de feu s'est ensuite propagé au sein de la haie. Les particules les plus fines se trouvant dans la partie haute de la haie, cette zone a été consommée en premier suivie par la partie basse où étaient concentrées les particules les plus épaisses (Fig. 5.9c et 5.10c).

Le temps de résidence de flamme au sein de la haie, correspondant à l'intervalle de temps entre l'allumage de la haie et l'extinction d'ensemble de la haie (non prise en compte de la combustion des grosses particules rémanentes), varie entre 80 et 109 s. Ces valeurs sont cohérentes avec les données relevées dans la littérature [9–14] (de 30 à 135 s cf. Tableau 5.3). La durée de combustion avec flamme est plus faible pour l'essai 1 que pour l'essai 2 en raison de la zone d'allumage. En s'allumant au centre, la haie s'est en effet consommée plus rapidement que lors de l'allumage sur le côté. Le temps de résidence de flamme est 1,6 à 2,3 fois plus faible que ceux relevés à l'échelle du laboratoire (en moyenne  $187 (\pm 54,2) \text{ s}$ ). Cette réduction est très certainement due à l'action du vent qui favorise la combustion. En utilisant le temps de résidence de flamme, nous avons estimé le MLR moyen pour les différents essais. Nous avons obtenu des valeurs comprises entre 0,62 et 0,86 kg/s ce qui correspond à des MLR adimensionnés par la masse initiale de ciste entre  $0,91 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  et  $1,25 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Ces valeurs sont entre 1,6 et 2,2 fois plus élevées que les valeurs obtenues à l'échelle du laboratoire ( $0,57 \times 10^{-2} (\pm 1,5 \times 10^{-4}) \text{ s}^{-1}$ ). Une fois les flammes éteintes, on observe une phase de combustion lente qui dure en moyenne 72 (13,8) s. A l'issue des expériences, la quasi-totalité du combustible a été consommée.



Figure 5. 8: Essai 1 : photographies de la combustion d'une haie de 1 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois (t = 1 s) b) Allumage de la haie (t = 5 s) c) Brûlage de la haie (t = 19 s) d) Brûlage des particules les plus épaisses (t = 61 s).

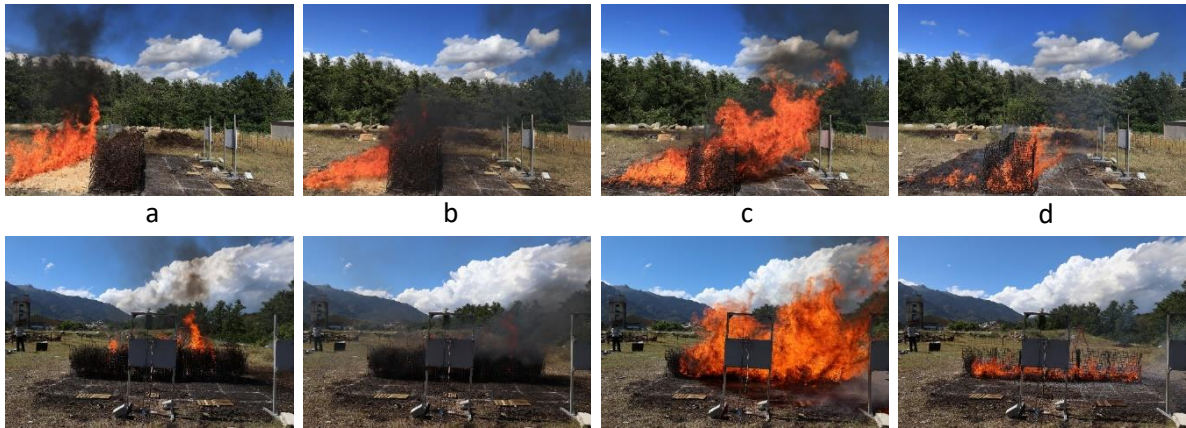


Figure 5. 9 : Essai 2 : photographies de la combustion d'une haie de 1 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois (t = 7 s) b) Allumage de la haie (t = 11 s) c) Brûlage de la haie (t = 28 s) d) Brûlage des particules les plus épaisses (t = 56 s).

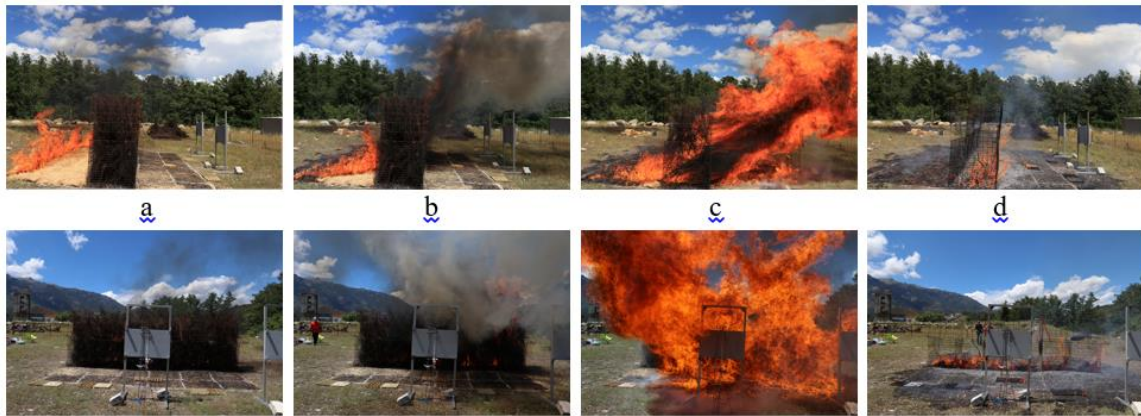


Figure 5. 10 : Essai 3 : photographies de la combustion d'une haie de 2 m de haut à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la frisure de bois (t = 6s) b) Allumage de la haie (t = 34 s) c) Brûlage de la haie (t = 48 s) d) Brûlage des particules les plus épaisses (t = 109 s).

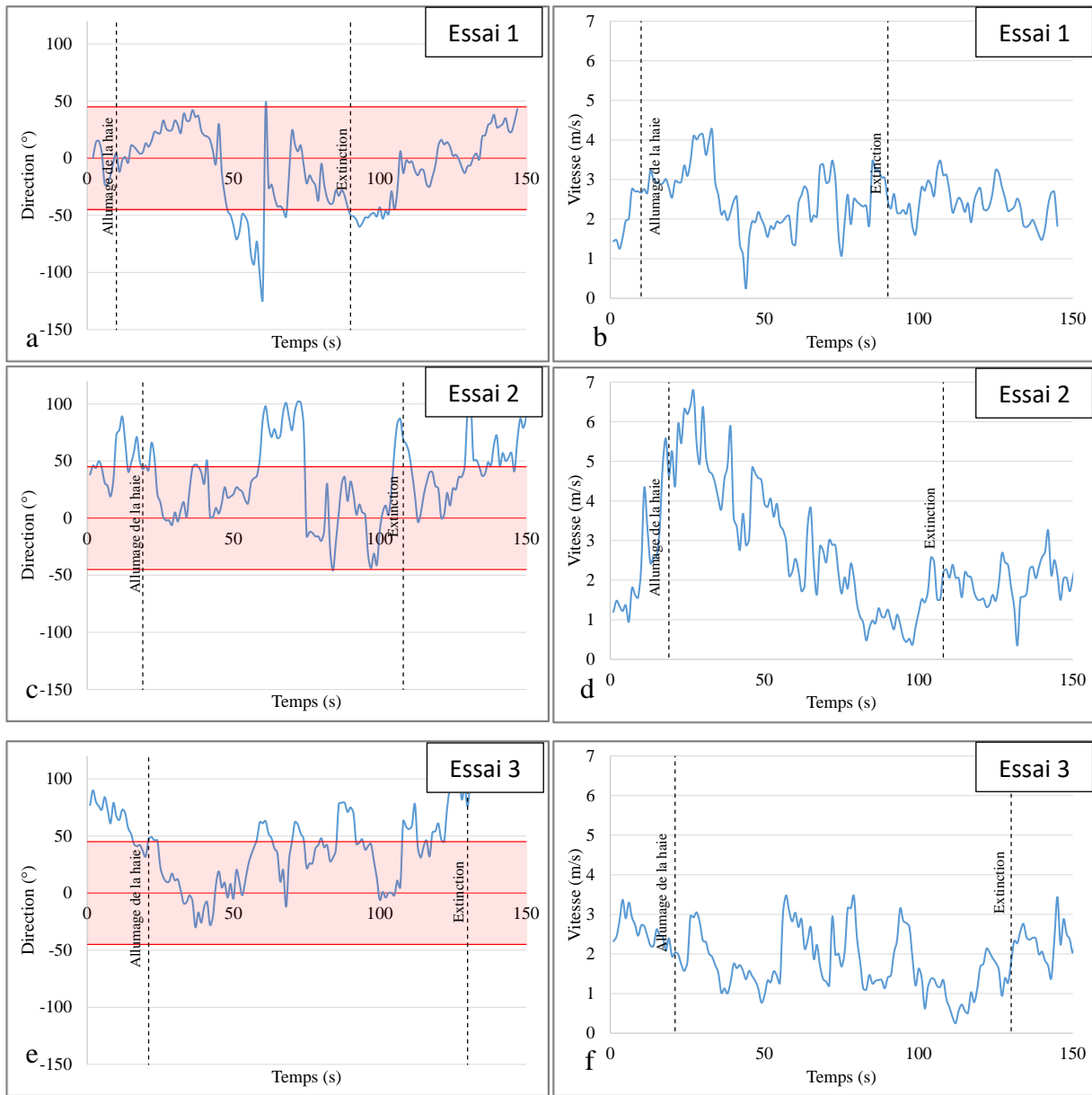


Figure 5. 11 : Direction (a, c et e) et vitesse (b, d, f) du vent pour les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du terrain

Tableau 5. 2 : Mesures relatives aux brulages des haies de ciste à l'échelle du terrain

	Essai 1	Essai 2	Essai 3
Humidité relative de l'air (%)	18,1	15,2	20,4
Température ambiante (°C)	37,5	38,4	36
Vitesse moyenne du vent durant l'essai (m/s)	2,4 (±0,7)	2,8 (±1,6)	1,8 (±0,7)
Vitesse moyenne du vent durant la phase de propagation (m/s)	2,1 (±0,6)	2,7 (±1,4)	2,5 (±0,4)
Vitesse moyenne du vent durant la combustion de la haie (m/s)	2,5 (±0,7)	2,8 (±1,6)	1,7 (±0,7)
Direction moyenne du vent durant l'essai (°)	-10,3 (±33,4)	48,5 (±41,2)	38,9 (±35,5)
Direction moyenne du vent durant la phase de propagation (°)	-3,5 (±12,6)	49,8 (±17,3)	62,1 (±16,5)
Direction moyenne du vent durant la combustion de la haie (°)	-14,1 (±37,9)	26,9 (±37,3)	33,6 (±31,9)
Hauteur de la haie (m)	1	1	2
Masse de ciste (kg)	49,4	48,0	94,4
Charge de combustible (kg/m <sup>2</sup> )	8,2	8,0	7,9
Teneur en eau du combustible (%)	11,30 (±0,66)	11,30 (±0,66)	11,30 (±0,66)
Vitesse de propagation dans la frisure (cm/s)	20,0	10,5	9,5
$t_{ign}$ (s)	10	19	21
$t_{fl}$ (s)	80	89	109
<b>MLR<sub>moy</sub></b> (kg/s)	0,62	0,53	0,86
<b>MLRA<sub>moy</sub></b> (s <sup>-1</sup> )	1,25×10 <sup>-2</sup>	1,10×10 <sup>-2</sup>	0,91×10 <sup>-2</sup>
Hauteur de flamme maximale, HF <sub>max</sub> (m)	3,6	3,8	>4,1
Longueur de flamme maximale, LF <sub>max</sub> (m)	4,7	5	>4,9
Profondeur de la flamme maximale, PF <sub>max</sub> (m)	4,3	4,4	> 4,0
Avancée maximale de la flamme AV <sub>max</sub> (m)	3,3	3,4	> 3,0
Angle d'inclinaison de la flamme $\gamma$ (°)	45,7 (±11,5)	55,0 (±15,2)	45,8 (±10,2)
Intensité du front de flamme dans la haie (kW/m) calculée avec la longueur de flamme	Min	8,9 à 39,6	35,2 à 254,6
	Max	3 334,1 à 21 654,5	3 571,3 à 23 336,6
	Moyenne	1 125,2 à 6 935,7	677,7 à 4 043,4
Intensité du front de flamme dans la haie (kW/m) calculée avec le <b>MLR<sub>moy</sub></b>	1596	1365	2215

$t_{ign}$ : temps d'allumage de la haie,  $t_{fl}$ : temps de résidence de flamme dans la haie, MLR<sub>moy</sub>: vitesse de perte de masse moyenne, MLRA<sub>moy</sub>: vitesse de perte de masse moyenne adimensionnée par la masse initiale de combustible.

## 5.2.2 Géométrie du front de flamme

A partir des images des caméras 2 et 3, les propriétés géométriques du front de feu ont été déterminées. La figure 5.12.a présente la hauteur de flamme en fonction du temps pour les 3 essais. Il est à noter que dans le cas de l'essai 3 la position de la caméra n'a pas permis de voir la totalité de la flamme pendant les phases les plus intenses. La hauteur de flamme maximale observable est de 4,1 m. Pour les haies de 1 m, la hauteur maximale est comprise 3,6 et 3,8 m ce qui correspond à plus de 3 fois la hauteur initiale de végétal. Pour la haie de 2 m, les hauteurs maximales sont supérieures à celles obtenues avec les haies de 1 m et dépassent 4 m. L'angle d'inclinaison moyen mesuré pendant les expériences est compris entre 45,8 ( $\pm 10,2$ ) et 55,0 ( $\pm 15,2$ ) ° ce qui met en évidence un front de feu penché vers l'avant. La longueur de flamme maximale (Fig. 5.12b) est quant à elle comprise entre 4,7 et 5,0 m pour la haie de 1 m et est supérieure à 4,9 m pour la haie de 2 m.

A notre connaissance, les seuls travaux ayant investigué la géométrie du front de flamme sur des arbustes à l'échelle du terrain sont ceux de Silvani et coll. [82], Cruz et coll. [88] et Morandini et coll. [16,18]. Silvani et coll. [82] ont réalisé 4 expériences, dont deux avec des arbustes. Une a été réalisée sur une parcelle de 40 × 30 m<sup>2</sup> avec une condition de pente de 20° et une vitesse moyenne de vent égale à 3,3 m/s. La parcelle était composée d'arbustes vivants (genêt) mesurant 0,8 m de hauteur avec une charge de 10 kg/m<sup>2</sup> (incluant toutes les tailles de particules). Durant cette expérience, ils ont mesuré une hauteur de flamme moyenne de 5,6 m et un angle d'inclinaison moyen de la flamme de 60°. La deuxième expérience s'est déroulée sur une parcelle de 8 × 18 m<sup>2</sup> en pente (25°) composée de branches de chêne et d'arbustes mesurant 1,4 m de hauteur avec une charge de 25 kg/m<sup>2</sup>. Durant l'expérience, la vitesse moyenne du vent était de 2,2 m/s. La hauteur de flamme moyenne et l'angle d'inclinaison moyen étaient de 3,6 m et 40° respectivement. Cruz et coll. [88] ont réalisé des expériences sur deux parcelles mesurant chacune en moyenne 2500 m<sup>2</sup>. La première était composée d'arbustes mesurant entre 0,3 et 0,4 m de hauteur avec une charge de combustible moyenne de 0,7 kg/m<sup>2</sup> et la seconde comportait des arbustes mesurant entre 0,5 et 1,6 m de hauteur avec une charge moyenne de 1,44 kg/m<sup>2</sup>. Ces expériences se sont également déroulées dans une condition de pente (13°) avec une vitesse de vent moyenne de 3,6 m/s. Des hauteurs de flammes comprises entre 0,5 et 6 m ont été mesurées durant ces expériences. Morandini et coll. [87] ont quant à eux réalisés des expériences sur 5 parcelles différentes (de 25 × 40 m<sup>2</sup> à 35 × 40 m<sup>2</sup>). Les charges de combustible variaient entre 1,4 et 7,4 kg/m<sup>2</sup> selon le site d'étude. Le vent et la pente étaient compris en moyenne entre 2,2 et 3,6 m/s et entre 17 et 26° respectivement. Ils ont ainsi obtenu des hauteurs de flamme comprises entre 1,3 et 6,5 m, des longueurs de flammes comprises 5,1 et 8,4 m et des angles d'inclinaison de la flamme variant de 22 à 63 °. Finalement, Morandini et coll. [91] ont réalisé une expérience sur une parcelle de 30 × 40 m<sup>2</sup> de pente variable composée d'arbuste d'environ de 2,5 m de hauteur. La vitesse moyenne du vent mesurée durant l'essai était comprise entre 3,8 et 4,6 m/s suivant la position de l'anémomètre. Ils ont notamment mesuré une longueur de flamme maximale de 7,2 m. Nous remarquons une grande variabilité dans les conditions expérimentales. Il est ainsi difficile de comparer nos résultats avec les études disponibles [82,87,88,91]. Néanmoins, les hauteurs de flammes et les angles d'inclinaison mesurés lors de nos expériences sont dans les mêmes gammes que celles relevées dans la littérature (hauteur de flamme comprises entre 0,5 et 6,1 m et angle d'inclinaison compris entre 22 et 63°) pour une taille de feu moindre. En revanche, les longueurs de flammes relevées sont légèrement plus faibles (entre 5,1 et 7,2 m). Nos expériences produisent donc des flammes aux dimensions caractéristiques de celles issues des brûlages d'arbustes relevés dans la littérature.



Afin d'apprécier l'étendue de la zone d'impact horizontal des flammes pendant la combustion de la haie, nous avons mesuré l'avancée (l'extension) de la flamme qui correspond à la distance entre l'extrémité aval de la haie et la pointe de la flamme. La figure 5.12c présente les résultats obtenus pour les 3 essais. L'avancée de la flamme est supérieure à 3 m pendant 14 s pour l'essai 1, 10 s pour l'essai 2 et 22 s pour l'essai 3. En France, les obligations de débroussaillage permettent de conserver des haies mesurant 1 m de haut à 3 m des bâtiments. Par conséquent, si la haie étudiée ici avait été à la distance imposée par l'arrêté, la flamme créée lors du brûlage aurait été en contact direct avec la façade de la construction. De plus, on remarque également qu'en fin d'expériences, les flammes ont une hauteur inférieure à 1 m et ont une avancée inférieure à 1 m. Par conséquent, si des éléments combustibles tels que des chaises ou des tables se situent à moins d'un mètre d'une haie, ceux-ci vont être directement en contact avec la flamme ce qui peut conduire à leur inflammation et à création d'une zone de combustion secondaire.

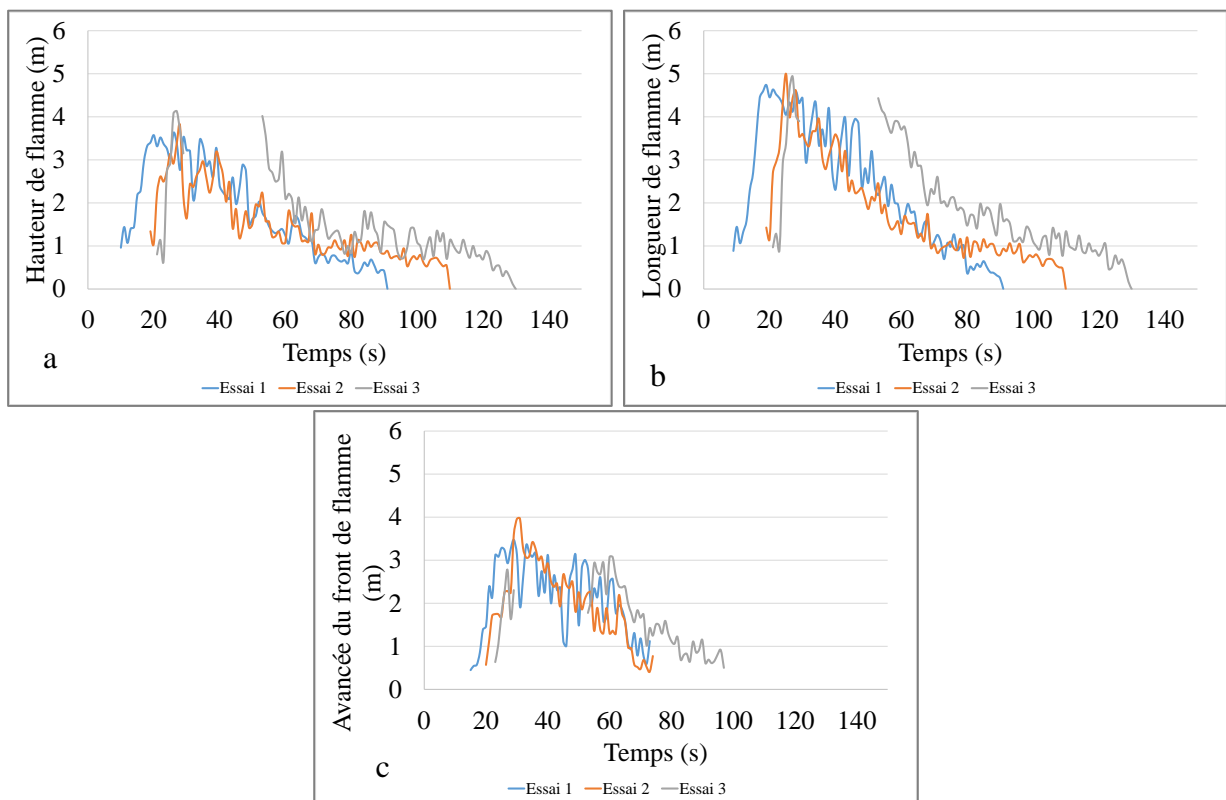


Figure 5. 12: a) Hauteur de flamme, b) Longueur de flamme et c) Avancée du front de flamme en fonction du temps pendant les expériences de combustion d'une haie à l'échelle du terrain

Pour estimer l'intensité du front de flamme  $I$ , deux méthodes ont été utilisées. La première se base sur le MLR moyen grâce à l'équation suivante [64] :

$$I = \frac{\chi_{eff} \cdot PCI \cdot MLR_{moy}}{L} \quad (5.2)$$

Où  $\chi_{eff}$  est l'efficacité de combustion supposée égale à celle mesurée à l'échelle du laboratoire soit 84,3 ( $\pm 4,6$ )% et  $L$  la longueur de la haie soit 6 m. Avec cette méthode, nous obtenons une intensité du front de flamme de 1596 kW/m pour l'essai 1, 1365 kW/m pour l'essai 2 et de 2215 kW/m pour l'essai 3. Ces résultats sont en accord avec les intensités retrouvées dans la littérature (entre 207,5 et 93 476 kW/m) [86–89,97,100–102,104–108].

L'intensité du front de flamme peut également être estimée à partir de la longueur de flamme

(LF). Au moins 20 relations existent [231] permettant de relier I et LF. Dans ce cas, nous avons choisi d'utiliser les expressions établies pour des arbustes à l'échelle du terrain comme mentionné par Alexander et coll. [231]:

$$I = 141,6 \cdot LF^{2,03} \text{ (Vega et coll. cité dans [231])} \quad (5.3)$$

$$I = 454,3 \cdot LF^{1,79} \text{ (Catchpole et coll.[123])} \quad (5.4)$$

$$I = 695,0 \cdot LF^{2,21} \text{ (Fernandes et coll.[125])} \quad (5.5)$$

$$I = 402,0 \cdot LF^{1,95} \text{ (Van Wilgen [232])} \quad (5.6)$$

Où la longueur de flamme est estimée à partir des photographies issues de la caméra C3 durant le temps de résidence des flammes. La figure 5.13 présente l'intensité du front de flamme issue des 4 relations ci-dessus. Au moment où la longueur de flamme atteint son maximum, pour les essais avec des haies de 1 m, nous obtenons des intensités maximales comprises entre 3334,1 et 21 654,5 pour l'essai 1 et entre 3 571,3 et 23 336,6 pour l'essai 2. Les résultats varient considérablement d'une formule à l'autre. En effet, l'intensité du front de feu peut être multipliée par plus de 6 en fonction de la relation utilisée. Les différences observées entre les diverses relations sont probablement dues aux différentes conditions expérimentales [233]. Sur la Figure 5.15, les lignes horizontales représentent les valeurs moyennes obtenues pour chaque relation. Pour les essais avec des haies de 1 m, nous obtenons des intensités moyennes comprises entre 1125,2 et 6935,7 kW/m pour l'essai 1 et entre 677,7 et 4043,4 kW/m pour l'essai 2. Nous avons également représenté en noir l'intensité moyenne calculée à partir de l'équation 5.2.

Parmi ces relations, les valeurs moyennes mesurées avec la relation de Fernandes, sont très éloignées de celles que nous avons obtenu avec l'équation 5.2 pour les 2 essais. Des différences de 76,9 et de 66,2 % ont été obtenues pour l'essai 1 et 2 respectivement. En effet, les conditions expérimentales utilisées par Fernandes et coll. pour élaborer leur relation étaient très éloignées des nôtres (expériences réalisées en hiver, au mois de novembre, de janvier et de mars, température ambiante de 12 à 15°C, humidité relative comprise entre 40 et 55%, avec des masses volumiques apparentes de combustibles importantes variant entre 23 et 66 kg/m<sup>3</sup>).

Les relations élaborées par Van Wilgen et Catchpole donnent des résultats similaires mais surestiment l'intensité du front par rapport à la méthode utilisant le MLR moyen. La méthode utilisée par Vega, quant à elle sous-estime l'intensité du front de flamme. Néanmoins, pour l'essai 1, la relation développée par Vega est la plus proche de celle déterminée avec le MLR moyen avec une différence d'environ 30% (1596 kW avec le MLR moyen contre 1125,2 kW avec la relation de Vega). Concernant l'essai 2, une différence de 24% a été observée entre la première méthode et celle de Catchpole (1365 kW avec le MLR moyen contre 1693,8 kW).

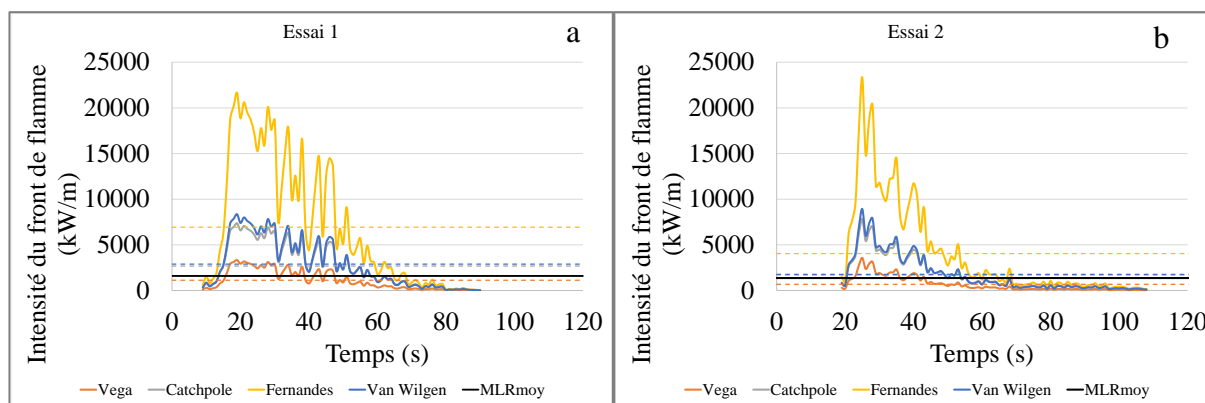


Figure 5. 13 : Intensité du front de flamme en fonction du temps, évaluée à partir de 5 équations issues de la littérature a) Essai 1 et b) Essai 2

### 5.2.3 Densité de flux mesurée à 3 m de la haie

La figure 5.14 présente les densités de flux de chaleur total et radiatif mesurées à 3 m de la haie. Quatre couples de capteurs totaux et radiatifs ont été utilisés comme présenté dans le chapitre 2 sur la figure 2.28. Pendant la propagation du feu dans la litière, la densité de flux reste proche de 0 car la haie fait écran. Après l'allumage de la haie, la densité de flux augmente pour atteindre jusqu'à 64,3 kW/m<sup>2</sup> pour la densité de flux radiatif et 90,2 kW/m<sup>2</sup> pour la densité de flux total dans le cas d'une haie de 1 m de hauteur et 101,8 kW/m<sup>2</sup> pour la densité de flux radiatif et 148,0 kW/m<sup>2</sup> pour la densité de flux total dans le cas d'une haie de 2 m de hauteur (Tableau 5.3). Ces pics interviennent en moyenne 19,1 ( $\pm 3,8$ ) s, 8,1 ( $\pm 2,5$ ) s et 24 ( $\pm 1,9$ ) s après l'allumage de la haie pour les 3 essais respectivement. Les écarts entre ces temps proviennent certainement des effets du vent pendant la combustion de la haie. Pour l'essai 2, la vitesse du vent était en moyenne de 2,8 m/s ce qui correspond à 1,1 fois la vitesse enregistrée pour l'essai 1 (2,5 m/s) et à 1,6 fois celle de l'essai 3 (1,7 m/s). Nous constatons donc que plus le vent est fort, plus les écarts entre le temps de pic et le temps d'allumage sont faibles. Les valeurs les plus importantes des densités de flux ont été mesurées par les capteurs (numéro 3) situés face au centre de la haie et à 1,5 m du sol. Cette position correspond à la zone où le panneau radiant associé au front de flamme produira la plus forte contribution pour des raisons évidentes de géométrie, à condition que la forme du front de flamme ne soit pas modifiée par la variabilité de la direction du vent. Ce résultat est en accord avec les résultats obtenus par Cruz et coll. [88] qui ont également observé une augmentation de la densité de flux de chaleur avec la hauteur des capteurs pour des hauteurs de flamme supérieures à 3 m (112,1, 157,7 et 161,3 kW/m<sup>2</sup> pour des hauteurs de capteurs de 0,6 ,1,1 et 1,6 m de haut respectivement).

Si on compare les deux configurations de haie, on remarque qu'en doublant la quantité de ciste et la hauteur de la haie, les pics de densités de flux ont été en moyenne multipliés par 1,6. Afin d'évaluer la part due au rayonnement et à la convection, les densités de flux radiatif (Rad), total (Tot) et convectif (Conv) (calculées à partir de l'équation 5.1) ont été tracées sur la même figure pour l'essai 2 (Fig. 5.15). La longueur de flamme est également représentée. Comme à l'échelle précédente, dans la phase de développement du front dans la haie, le flux radiatif et total sont identiques montrant que les transferts thermiques reçus à 3 m sont principalement dus au rayonnement. La part convective est alors quasi-nulle. Par la suite, le flux total est supérieur au flux radiatif durant la phase la plus intense de la combustion de la haie qui se traduit par une

augmentation de la longueur de flamme. Durant cette phase, les flammes se rapprochent des capteurs ce qui accroît les transferts par convection au niveau des fluxmètres pouvant atteindre des pics correspondant à 66,5% du flux total. Quelle que soit la position ou l'essai, comme à l'échelle précédente nous retrouvons un rayonnement qui est dominant représentant en moyenne 76,6 %, 86,8 % et 92,9 % de la densité de flux total mesurée pour les essais 1, 2 et 3 respectivement.

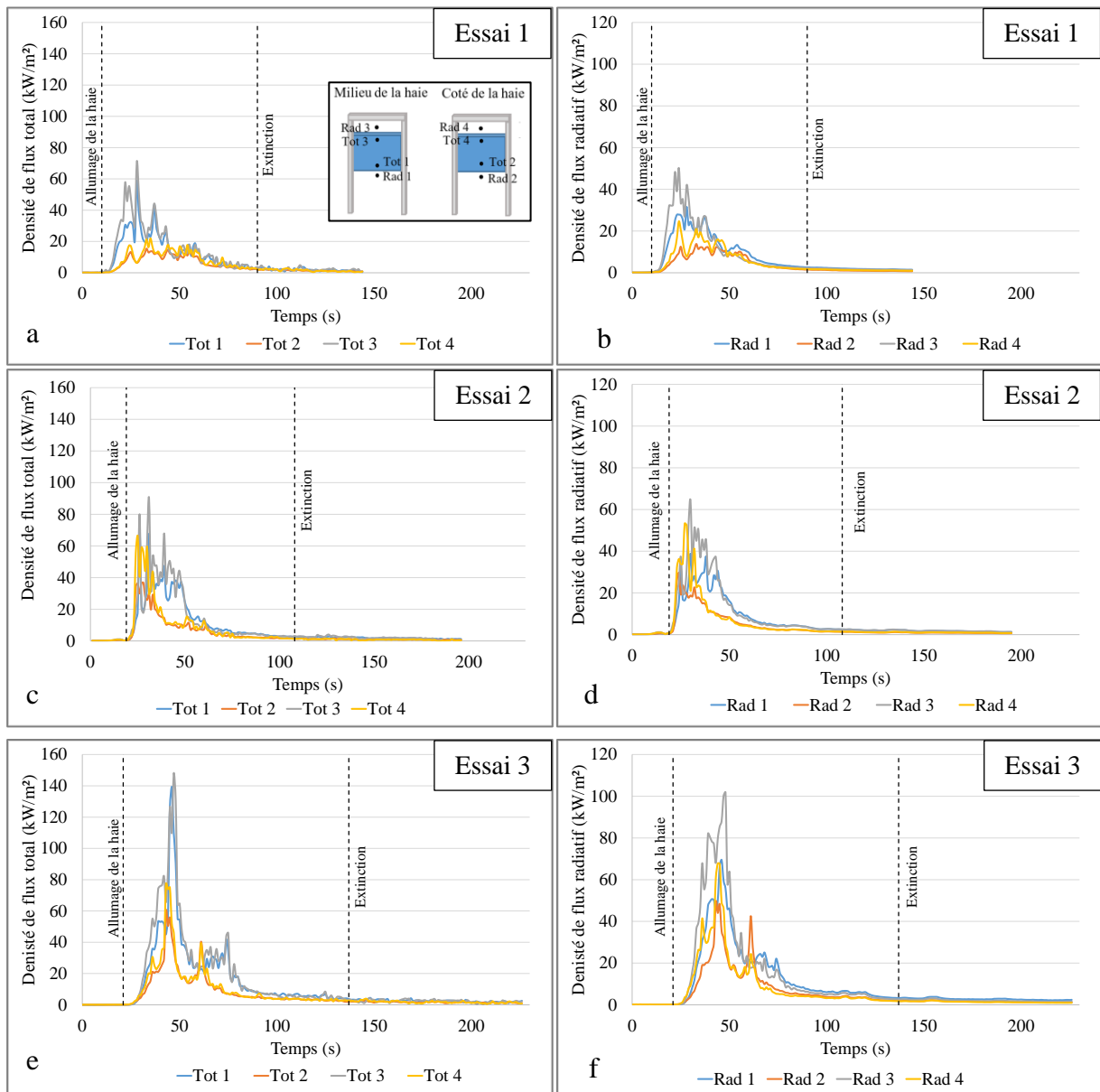


Figure 5. 14: Densités de flux total et radiatif mesurées à 3 m de la haie lors des expériences à l'échelle du terrain, (a et b) pour l'essai 1, (c et d) pour l'essai 2 et (e et f) pour l'essai 3

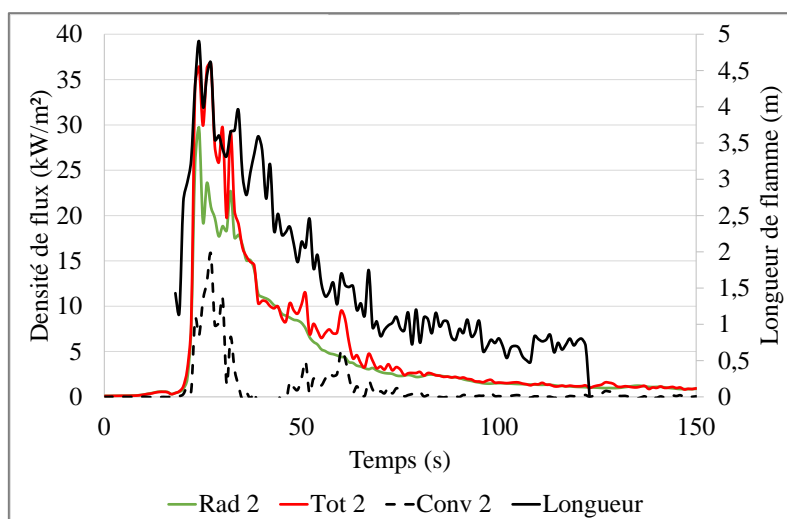


Figure 5. 15 : Densités de flux total, radiatif, convectif et longueur de flamme mesurées pour l'essai 2

Tableau 5. 3: Densités maximales de flux total et radiatif mesurées à l'échelle du terrain

		RAD 1	TOT 1	RAD 2	TOT 2	RAD 3	TOT 3	RAD 4	TOT 4
Essai 1 (1m)	Densités de flux maximales (kW/m <sup>2</sup> )	31,6	58,5	13,8	15,4	50,3	71,0	24,6	22,0
	t <sub>pic</sub> (s)	28	28	33	33	24	28	24	35
	t <sub>pic-tign</sub> (s)	18	18	23	23	14	18	14	25
Essai 2 (1m)	Densités de flux maximales (kW/m <sup>2</sup> )	38,8	70,3	29,7	36,7	64,3	90,2	53,2	66,4
	t <sub>pic</sub> (s)	30	25	24	27	30	30	27	24
	t <sub>pic-tign</sub> (s)	11	6	5	8	11	11	8	5
Essai 3 (2m)	Densités de flux maximales (kW/m <sup>2</sup> )	69,5	139,3	49,4	60,2	101,8	148,0	67,8	77,4
	t <sub>pic</sub> (s)	46	46	43	43	48	47	44	43
	t <sub>pic-tign</sub> (s)	25	25	22	22	27	26	23	22

Afin d'estimer les effets possibles dus à la combustion d'une haie sur des matériaux de construction et d'aménagement situés à 3 m de distance, nous avons relevé les temps d'exposition pour différents seuils de densité de flux couramment utilisés pour caractériser les effets thermiques dans le cas des risques technologiques [234]. Les résultats sont présentés dans le tableau 5.4.

Tableau 5. 4 : Temps d'exposition pour différents seuils de densité de flux thermique

Densité de flux (kW/m <sup>2</sup> )	Temps d'exposition (s)								
	Rad 1	Tot 1	Rad 2	Tot 2	Rad 3	Tot 3	Rad 4	Tot 4	Moyenne
	Essai 1								
5	52	58	42	44	47	62	41	52	48,9 (±7,1)
8	45	52	32	35	38	52	36	39	41,1 (±7,2)
12	31	37	8	14	28	41	21	28	26,0(±10,4)
15	26	31	0	1	26	33	14	13	18,0(±12,1)
30	1	7	0	0	10	14	0	0	4,0 (±5,2)
35	0	3	0	0	6	10	0	0	2,3 (±3,5)
40	0	2	0	0	3	7	0	0	1,5 (±2,3)
	Essai 2								
5	50	57	35	41	46	49	33	44	44,4 (±7,4)
8	38	41	28	33	36	39	25	37	34,6 (±5,2)
12	29	37	16	16	29	32	17	22	24,8 (±7,6)
15	27	30	15	14	27	28	16	16	21,6 (±6,5)
30	4	18	0	4	16	20	9	9	10,0 (±6,8)
35	2	14	0	3	12	18	5	8	7,7 (±5,9)
40	0	4	0	0	8	14	3	8	4,6 (±4,7)
	Essai 3								
5	93	96	56	57	83	89	49	61	73,0(±17,9)
8	58	59	40	40	53	62	39	42	49,1 (±9,2)
12	46	51	31	34	46	51	34	37	41,2 (±7,6)
15	44	48	24	26	41	49	28	32	36,5 (±9,5)
30	17	25	6	7	22	31	11	9	16,0 (±8,6)
35	14	19	5	6	20	26	9	8	13,3 (±7,1)
40	12	14	4	5	18	20	6	5	10,5 (±5,9)

Dans le cas d'une haie de 1 m, au centre, les densités de flux total sont supérieures à 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup> pendant en moyenne 56,5 s, 46 s, 36,8 s et 30,5 s respectivement. Pour les densités de flux radiatif, les temps sont inférieurs : 48,8 s, 39,3 s, 29,3 s et 26,5 s pour ces mêmes seuils respectivement. Sur le côté, les densités de flux total sont supérieures à 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup> pendant en moyenne 36,2 s, 28,8 s, 16 s et 8,8 s respectivement. Pour les densités de flux radiatif, les temps sont inférieurs : 37,8 s, 30,3 s, 15,5 s et 11,3 s pour ces mêmes seuils respectivement. Dans le cas d'une haie de 2 m, les temps d'exposition sont en moyenne 1,5 fois plus élevés que les valeurs précédentes. Au centre, les densités de flux total sont supérieures à 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup> pendant en moyenne 92,5 s, 60,5 s, 51,0 s et 48,5 s respectivement. Pour les densités de flux radiatif, les temps sont inférieurs : 88,0 s, 55,5 s, 46,0 s et 42,5 s pour ces mêmes seuils respectivement. Sur le côté, les densités de flux total sont supérieures à 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup> pendant en moyenne 73,0 s, 51,0 s, 42,5 s et 37,5 s respectivement. Pour les densités de flux radiatif, les temps sont inférieurs : 52,5 s, 39,5 s, 32,5 s et 26,0 s pour ces mêmes seuils respectivement. Le tableau 5.6 présente, pour différents matériaux, les durées d'exposition à partir desquelles on observe un endommagement ou une inflammation pour les divers seuils étudiés [234]. Les temps d'exposition obtenus lors de la combustion de la haie de 1 m de haut sont suffisants pour provoquer l'endommagement du PVC rigide. En revanche, ils sont insuffisants pour endommager le sapin et le chêne. De plus, ils ne permettraient pas non plus d'allumer par rayonnement les dalles de terrasse thermoplastiques étudiées dans les chapitres précédents aux échelles matériau et produit (cf. Fig. 3.5 et Fig. 3.15) si elles étaient situées à 3 m. En effet, le temps d'inflammation est de 29,7 s pour les dalles thermoplastiques à l'échelle matériau. Les dalles en bois pourraient être allumées dans le cas de certaines expériences réalisées car le temps d'allumage était de 10,6 s pour des densités de flux de 40 kW/m<sup>2</sup> (Fig. 3.15). Concernant la haie de 2 m de haut, les temps d'exposition obtenus sont suffisants pour endommager le PVC rigide et le sapin. De plus, ils peuvent également conduire à l'allumage des dalles en bois étudiées précédemment, si elles sont situées à 3 m, puisque à l'échelle matériau des temps d'inflammation moyens de 18 s ont été obtenus pour des densités de flux de 30 kW/m<sup>2</sup> (fig.3.5). En revanche, ils ne pourraient pas conduire à l'endommagement du chêne, ni à l'allumage des dalles en thermoplastique (Fig. 3.15).

Il convient de noter que ci-dessus, les comparaisons pour les dalles sont faites pour un matériau situé au sol et des densités de flux mesurées à la verticale. Des mesures supplémentaires seraient à réaliser au sol pour confirmer cette analyse.

Tableau 5. 5 : Vulnérabilité de différents matériaux en fonction de la densité de flux [234]

		5 kW/m <sup>2</sup>	8 kW/m <sup>2</sup>	12 kW/m <sup>2</sup>	15 kW/m <sup>2</sup>
Délai de perte des propriétés mécaniques (s)	Sapin	>1200	241	72	43
	PVC rigide	32	13	7	5
	Chêne	>1200	841	242	137
Délai à l'inflammation (s)	Sapin	NI	NI	860	240
	PVC rigide	NI	NI	NI	NI
	Chêne	NI	NI	886	517

NI : pas d'inflammation

Dans la définition des effets thermiques pour les risques technologiques, les seuils de flux sont normalement utilisés pour des phénomènes à cinétique lente (de plus de 2 min). Dans notre cas, la combustion de la haie est très rapide et les densités de flux sont supérieures à 40 kW/m<sup>2</sup> aussi il est souhaitable de considérer les doses thermiques D correspondant à [67,235,236]:

$$D = \int_0^T \Phi(t)^{4/3} dt \quad (5.7)$$

Avec  $\Phi$  la densité de flux thermique reçu à l'instant  $t$  exprimée en  $\text{kW/m}^2$ ,  $T$  la durée de résidence des flammes dans la haie et  $t$  le temps exprimé en  $s$  (variant de 0 à  $T$ ). Les doses thermiques mesurées lors de nos essais sont présentées dans le tableau 5.6. A 3 m de distance face au centre de la haie d'une hauteur de 1 m, les doses thermiques sont comprises entre 2318,8 et 3629,4  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux radiatif et entre 3088,5 et 4826,6  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux total. A 3 m de distance, face aux extrémités de la haie, les doses thermiques sont plus faibles : entre 969,7 et 2099,5  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux radiatif et entre 1165,7 et 2907,7  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux total. Pour la haie de hauteur 2 m, les doses thermiques sont environ 2 fois plus élevées que celles relevées pour la haie de hauteur 1 m. A 3 m de distance face au centre de la haie d'une hauteur de 2 m les doses thermiques sont comprises entre 5430,5 et 7650,4  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux radiatif et entre 7724,6 et 9680,9  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux total. A 3 m de distance, face aux extrémités de la haie de 2 m de haut, les doses thermiques se situent entre 2848,7 et 3555,9  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux radiatif et entre 3125,3 et 3854,0  $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$  pour la densité de flux total.

Si l'on compare ces valeurs aux doses thermiques pouvant endommager des éléments constructifs (tableau 5.7), on remarque que la combustion des deux types de haie devrait entraîner l'endommagement de certains matériaux. Par exemple pour des simples vitrages placés à 3 m de la haie, il y aurait rupture face au centre de la haie quelle que soit la hauteur de la haie. Face aux extrémités de la haie, il y aurait également rupture pour des haies de 2 m ou pour des haies de 1 m si la fenêtre se situe à 1,5 m du sol. De plus, à l'aide des expériences réalisées à l'échelle matériau concernant la réaction au feu des deux types de dalles étudiées (cf. chapitre 2 et chapitre 3), nous avons évalué des doses thermiques. Ces dernières ont été calculées à partir de la densité de flux de chaleur radiatif et du temps d'inflammation des matériaux (cf. fig. 2.6). Le tableau 5.8 présente la valeur moyenne obtenue pour chaque dalle pour des densités de flux comprises entre 30 et 50  $\text{kW/m}^2$ . Nous remarquons que les deux hauteurs de haie pourraient entraîner l'endommagement des dalles en bois étudiées si elles étaient positionnées à 3 m. En particulier, il y aurait inflammation des dalles si elles étaient positionnées face au centre de la haie quelle que soit la hauteur de la haie. Face aux extrémités de la haie, il y aurait également inflammation pour des haies de 2 m ou pour des haies de 1 m si les dalles sont placées à 1,5 m du sol. Concernant les dalles en thermoplastique, elles ne seraient endommagées qu'avec une hauteur de haie de 2 m.

Tableau 5. 6: Doses thermiques mesurées pour le brulage de haie à l'échelle du terrain

	Doses thermiques $[(\text{kW/m}^2)^{4/3}].s$							
	RAD 1	TOT 1	RAD 2	TOT 2	RAD 3	TOT 3	RAD 4	TOT 4
Essai 1 (1m)	2318,8	3088,5	969,7	1165,7	2771,1	4127,4	1379,3	1581,0
Essai 2 (1m)	2582,5	3992,6	1376,3	1858,3	3629,4	4826,6	2099,5	2907,7
Moyenne Haie de 1 m	2450,7 ( $\pm 131,8$ )	3540,5 ( $\pm 452,0$ )	1173,0 ( $\pm 203,3$ )	1512,0 ( $\pm 346,3$ )	3200,2 ( $\pm 429,2$ )	4477,0 ( $\pm 349,6$ )	1739,4 ( $\pm 360,1$ )	2244,3 ( $\pm 663,3$ )
Essai 3 (2m)	5430,5	7724,6	2848,7	3125,3	7650,4	9680,9	3555,9	3854,0



Tableau 5. 7: Doses thermiques pouvant conduire à l'endommagements de différents matériaux retrouvées dans la littérature.

Matériaux	Doses thermiques [(kW/m <sup>2</sup> ) <sup>4/3</sup> ]. s	Endommagement	Réf
Vitrage simple de 3 mm d'épaisseur	1840	Rupture de la vitre	[67]
Dalle en bois (pin)	1562,8	Inflammation	Déterminé expérimentalement
Dalle en thermoplastique	4031,7	Inflammation	Déterminé expérimentalement

#### 5.2.4 Conclusion sur la caractérisation des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste à l'échelle du terrain

Dans cette partie, les sollicitations thermiques engendrées par la combustion de haies de ciste reconstituées mesurant de 6 m de long sur 1 m de large avec deux hauteurs différentes (1 m et 2 m) ont été analysées à l'échelle du terrain. Nous avons établi que :

- Le vent situé dans le sens de propagation va favoriser la combustion par l'apport d'oxygène, et ainsi, accroître la vitesse de propagation du feu
- L'extension des flammes (en aval du bord de la haie) lors de la combustion des haies dépasse les 3 m, pour les deux hauteurs de haie, montrant qu'une distance réglementaire de 3 m entre les haies et les constructions semble insuffisante pour éviter le contact du feu sur la façade d'une construction.
- A 3 m de distance de la haie, le rayonnement reste le transfert thermique dominant lors de la combustion de la haie. Néanmoins, durant la phase la plus intense, la part des transferts convectifs augmente pour atteindre 66,5 % du flux total à cause de l'avancée des flammes vers les capteurs.
- Les pics de densités de flux radiatif et total mesurées à une distance de 3 m de la haie ont atteint des valeurs de 64,3 kW/m<sup>2</sup> et 90,2 kW/m<sup>2</sup> respectivement dans le cas d'une haie de 1 m et jusqu'à 101,8 kW/m<sup>2</sup> et 148,0 kW/m<sup>2</sup> respectivement dans le cas d'une haie de 2 m. En doublant la quantité de ciste et la hauteur de la haie, les pics de densités de flux ont donc été en moyenne multipliés par 1,6.
- Les temps d'exposition mesurés à 3 m de distance de la haie sont suffisants pour provoquer l'endommagement du PVC rigide. En revanche, les temps d'exposition ne sont pas suffisants pour allumer par rayonnement les deux dalles de terrasses étudiées si elles sont situées à 3 m.
- Les doses thermiques totales et radiatives mesurées ont atteint des valeurs de 4477,0 et 3200,2 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>]. s respectivement dans le cas d'une haie de 1 m de haut et jusqu'à 9680,9 et 7650,4 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>]. s respectivement dans le cas d'une haie de 2 m. En doublant la quantité de ciste et la hauteur de la haie, les doses thermiques ont donc été en moyenne multipliés par 1,6. Les doses thermiques mesurées pour la haie de 2 m

pourraient entraîner l'endommagement de fenêtres en simple vitrage et des deux dalles étudiées (bois et thermoplastique) s'ils étaient placés à 3 m de la haie. Les haies de 1 m entraineraient également l'endommagement des vitrages et des dalles de terrasses en bois. En revanche, les doses mesurées seraient trop faibles pour endommager les dalles en thermoplastique.

## 5.3 Cas d'un feu dans une interface Végétation/habitat

### 5.3.1 Description et phénoménologie du front de flamme

Afin d'analyser l'impact de la combustion d'une haie de ciste sur des éléments constructifs, nous avons reproduit une configuration de feu d'interface forêt/habitat pour une condition critique de terrain en pente. Pour cela, de la frisure de bois a été disposée sur une surface de 60 m<sup>2</sup> avec une pente de 20° au sommet de laquelle nous avons placé une haie de ciste de 6 m × 1 m × 1 m. Une terrasse constituée de dalle de bois a été construite devant la haie et différentes fenêtres ont été placées à 3 m de distance de la haie. Les détails du dispositif expérimental sont présentés dans le chapitre 2 sur la figure 2.29.

La figure 5.16 montre les différentes phases de l'expérience. Les photographies du haut proviennent de la caméra 1 placée sur le côté, celles du milieu de la caméra 3 placée en aval et celles du bas de la caméra 2 placée en amont du dispositif. Comme pour les expériences décrites dans les sections précédentes, la propagation du feu commence dans la litière de frisure de bois (fig. 5.16.a). Pour une distance mesurant 10 m de long, cette phase de propagation n'a duré qu'environ 12 s. La vitesse du front de flamme dans la litière de frisure de bois a été calculée à partir des photographies issues de la caméra 1, positionnées sur le côté du dispositif. Compte tenu de l'angle de vue de la caméra, nous n'avons pu obtenir la vitesse de propagation que sur les 5 derniers mètres, situés avant la haie. Nous avons obtenu une vitesse de 52 cm/s. Cette valeur est également dans la gamme des vitesses relevées par Cheney et Gould [84] et par Cheney et coll. [83] sur des parcelles d'herbes avec des hauteurs de combustibles de 0,1 à 0,6 m (vitesse de propagation entre 2 et 200 cm/s). De plus, cette valeur est nettement supérieure à celles obtenues lors des expériences à plat (9,5 à 20 cm/s) montrant que la pente accélère de manière significative la vitesse du front de feu. En effet, pour des feux ascendants, les gaz frais qui sont entraînés en amont du front de feu ont tendance à incliner la flamme vers la pente. Ce phénomène accentue les transferts thermiques radiatifs et convectifs en direction du végétal imbrulé, ce qui accroît la vitesse de propagation. De fait, le front de feu impactera la haie avec une puissance linéaire plus élevée que lors d'une propagation à plat. La faible différence observée entre la direction du vent et l'axe de propagation a également intensifié ce phénomène (Fig. 5.17). Par conséquent, la dégradation de la végétation est plus rapide et la propagation du feu accélérée. Le front de feu prend alors une forme en "V" caractéristique des feux de pente avec une vitesse de propagation plus importante au centre du front de feu que sur les côtés. Ce comportement est cohérent avec les observations rapportées dans la littérature pour des feux en pente [62,83,237]. Ainsi, comme la tête du front de flamme se déplace plus rapidement, la litière continue de brûler à l'arrière sur son épaisseur. Ce phénomène également observable lors des propagations à plat est nettement plus marqué lors d'une propagation en pente.

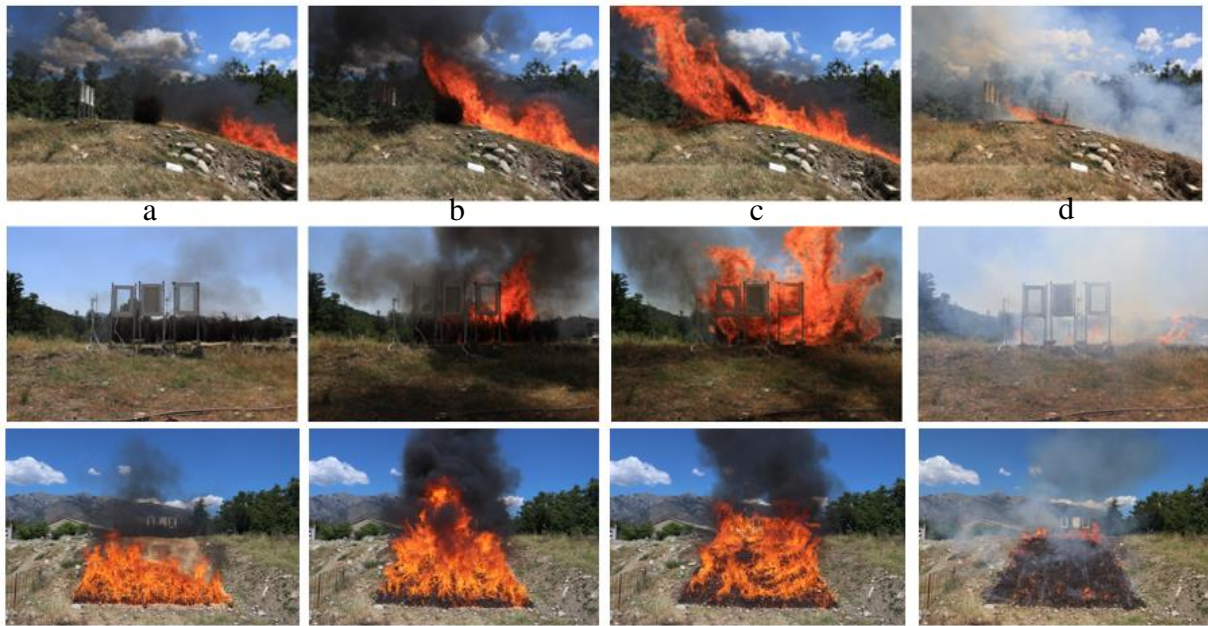


Figure 5. 16 : Photographies de l'expérience pour une configuration de feu d'interface à l'échelle du terrain a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois (t = 6s) b) Allumage de la haie (t = 19 s) c) Combustion de la haie (t = 48 s) d) Phase d'extinction (t = 109 s)

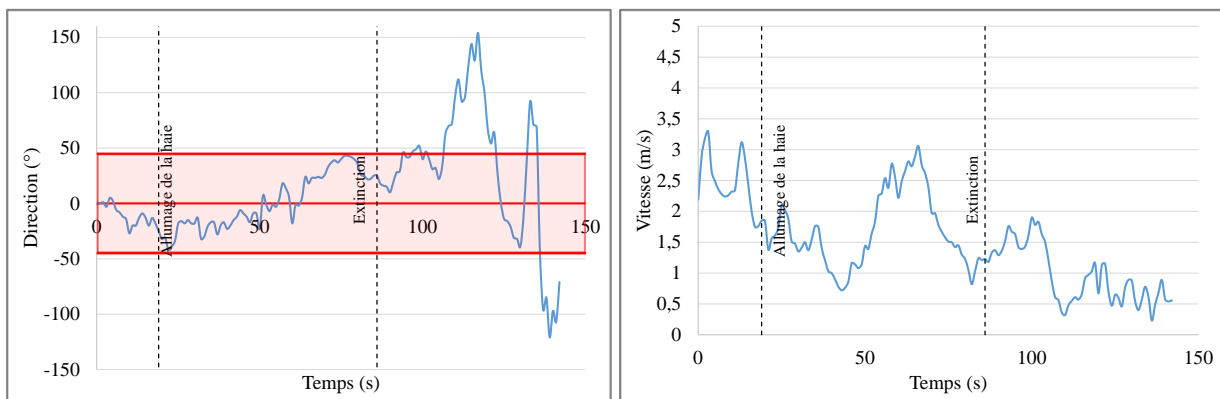


Figure 5. 17: Direction et vitesse du vent pendant l'expérience de la configuration de feu d'interface

En raison d'une légère dissymétrie due à la direction du vent (Fig. 5.16), l'allumage de la haie a eu lieu sur un des côtés créant une dysmétrie du front de flamme. Comme pour les expériences précédentes, la combustion de la haie commence par la partie supérieure où se trouvent les particules les plus fines puis se propage vers la base où se trouvent les particules les plus épaisses. Le temps de résidence de flamme dans la haie est de 67 s (tableau 5.8) ce qui est environ 1,3 fois moins que le temps observé durant les expériences à plat. A partir de ce temps, le MLR moyen a été calculée pour la haie. Nous avons obtenu 0,716 kg/s ce qui correspond à un MLR adimensionné par la masse initiale de ciste de  $1,49 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ . Cette valeur est en moyenne 1,2 fois plus élevée que celle obtenus à plat pour la même hauteur de haie ( $1,10 \times 10^{-2}$  et  $1,25 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ ). En ce qui concerne l'intensité du front de flamme dans la haie, nous obtenons à partir de l'équations 5.2, 2111,9 kW/m. Cette valeur est en moyenne 1,4 fois plus élevée que celles obtenues à plat pour la même hauteur de haie (en moyenne 1480,5 kW/m pour les 2 essais). En revanche, l'intensité du front est plus faible que celle relevée pour la haie de 2 m de hauteur (2215 kW/m). La figure 5.18 présente l'intensité du front de flamme issue des 4 relations (équations 5.2 à 5.3) en fonction de la longueur de flamme. Au moment où la longueur

de flamme atteint son maximum, nous obtenons des intensités maximales comprises entre 6313,9 et 43 396,7 kW/m. Ces valeurs sont en accord avec les intensités retrouvées par la littérature (entre 207,5 et 93 476 kW/m) [86–89,97,100–102,104–108]. Comme pour les expériences à plat, les valeurs mesurées avec la relation de Fernandes sont les plus éloignées de celles obtenues avec la première méthode. C’est la relation développée par Vega qui donne la valeur la plus proche de celle déterminée avec le MLR moyen avec une différence d’environ 37%.

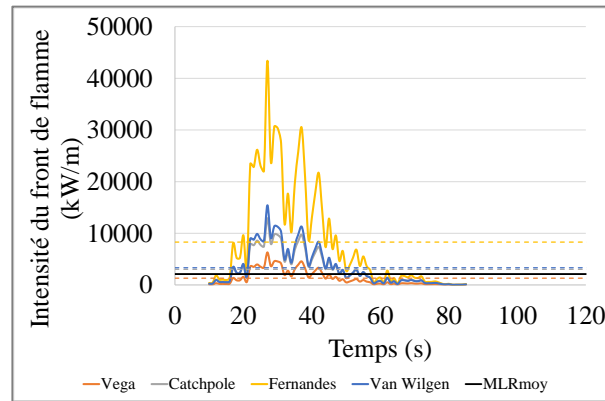


Figure 5. 18 : Intensité du front de flamme évalué à partir de 5 équations issues de la littérature en fonction du temps

Tableau 5. 8: Mesures relatives à la combustion d'une haie dans une configuration de feu d'interface

Humidité relative de l'air (%)	19,2	
Température ambiante (°C)	38,4	
Pente (°)	20	
Vitesse moyenne du vent pendant l'essai (m/s)	1,8 ( $\pm 0,7$ )	
Vitesse moyenne du vent pendant la phase de propagation (m/s)	2,5 ( $\pm 0,44$ )	
Vitesse moyenne du vent pendant la combustion de la haie (m/s)	1,7 ( $\pm 0,6$ )	
Direction moyenne du vent pendant l'essai (°)	-1,5 ( $\pm 22,1$ )	
Direction moyenne du vent durant la phase de propagation (°)	-10,7 ( $\pm 9,1$ )	
Direction moyenne du vent durant la combustion de la haie (°)	1,3 ( $\pm 24,1$ )	
Masse de ciste	48	
Charge de ciste (kg/m <sup>2</sup> )	8	
Teneur en eau du ciste (%)	11,2	
Vitesse moyenne de propagation dans la frisure (cm/s)	52	
$t_{ign}$ (s)	19	
$t_{fl}$ (s)	67	
<b>MLR<sub>moy</sub></b> (kg/s)	0,716	
<b>MLRA<sub>moy</sub></b> (s <sup>-1</sup> )	14,9 $\times 10^{-3}$	
Hauteur de flamme maximale, HF <sub>max</sub> (m)	5,8	
Longueur de flamme maximale, LF <sub>max</sub> (m)	6,5	
Profondeur de la flamme maximale, PF <sub>max</sub> (m)	4,6	
Avancée maximale de la flamme, AV <sub>max</sub> (m)	5,6	
Angle d'inclinaison de la flamme, $\gamma$ (°)	50,4 ( $\pm 24,8$ )	
Intensité du front de flamme dans la haie (kW/m) calculée avec la longueur de flamme	Min	9,2 à 40,7
	Max	6313,9 à 43 396,7
	Moyenne	1312,0 à 8297,4
Intensité du front de flamme dans la haie (kW/m) calculée avec le <b>MLR<sub>moy</sub></b>		2111,9

$t_{ign}$ : temps d'allumage de la haie,  $t_{fl}$ : temps de résidence de flamme dans la haie, MLR<sub>moy</sub>: vitesse de perte de masse moyenne, MLRA<sub>moy</sub>: vitesse de perte de masse moyenne adimensionnée par la masse initiale de combustible.

### 5.3.2 Géométrie du front de flamme

Les propriétés géométriques du front de flamme lors de cette expérience ont été déterminées à partir des photographies de la caméra 1. La figure 5.19 présente les résultats obtenus pour la hauteur et la longueur de flamme ainsi que pour l'avancée du front par rapport à la haie. Les valeurs maximales pour la hauteur de flamme, sa longueur, sa profondeur et l'avancée des flammes sont données dans le tableau 5.9 ainsi que l'angle d'inclinaison moyen de la flamme. En ce qui concerne l'angle d'inclinaison moyen de la flamme durant la combustion de la haie, nous avons obtenu une valeur de  $50,4 (\pm 24,8)^\circ$ . Nous avons relevé des hauteurs de flamme maximales de 5,8 m et des longueurs de flamme maximales de 6,6 m. On remarque ainsi qu'avoir une pente en amont de la haie multiplie les hauteurs et longueurs maximales par 1,2. Cela est probablement dû au vent induit par la pente (fig. 5.16 a). En ce qui concerne la position des flammes, la figure 5.15.c montre que les flammes ont nettement dépassé la position des fenêtres et des fluxmètres placés à 3 m de la haie pendant 12 s. Ce temps est en moyenne le même que pour les expériences à plat pour la même hauteur de haie.

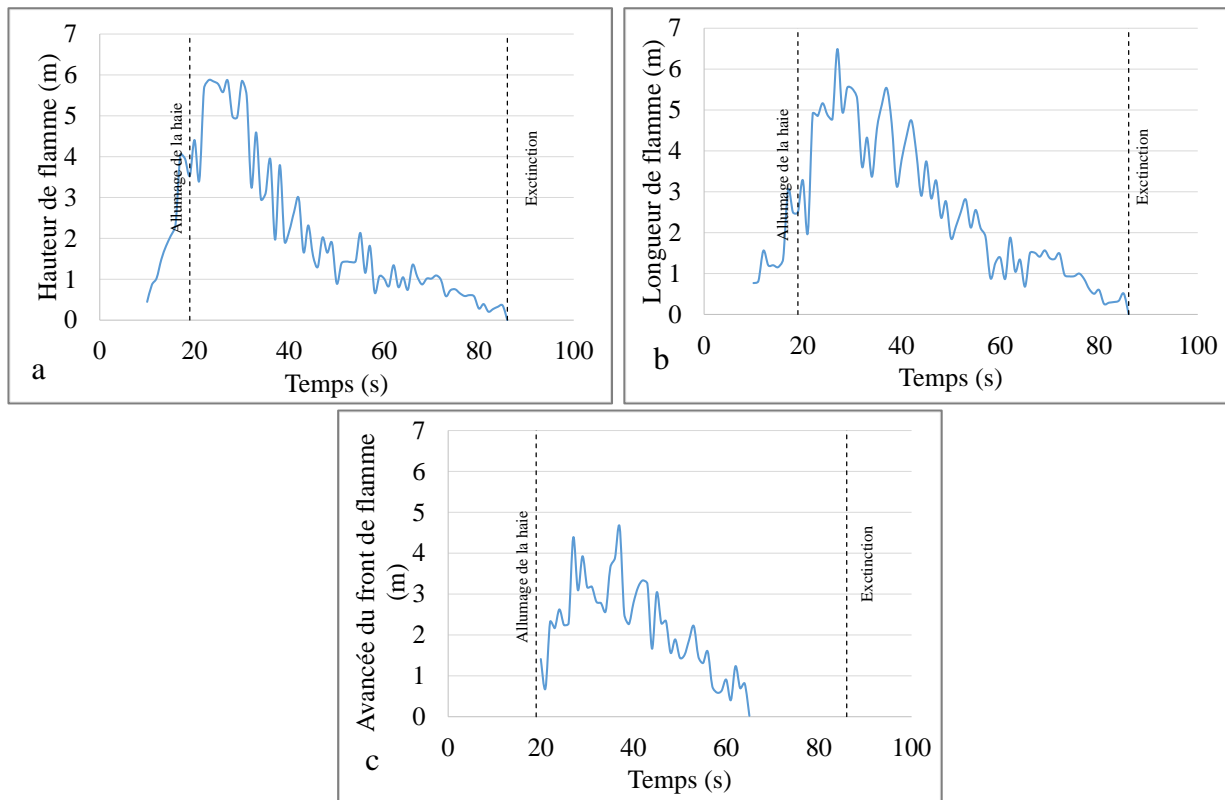


Figure 5. 19 :a) Hauteur du front de flamme b) Longueur de flamme et c) Avancée du front de flamme - en fonction du temps pendant les expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface

### 5.3.3 Densité de flux mesurées à 3 m de la haie

La figure 5.21 montre les densités de flux total et radiatif mesurées à 3 m de la haie. Les mesures du fluxmètre TOT 1 sont partiellement présentées à cause d'un problème survenu lors de l'essai. Les pics de densité de flux associés sont présentés dans le tableau 5.9 Comme observé lors des expériences réalisées à plat, les densités de flux sont plus élevées au milieu de la haie que sur le côté. Nous avons en effet obtenu des densités de flux radiatif entre 77,7 et 100,6 kW/m<sup>2</sup> au centre et entre 64,7 et 68 kW/m<sup>2</sup> sur le côté. Pour les densités de flux total, la valeur est de 114,1 kW/m<sup>2</sup> au centre et se situe entre 88,8 et 94,4 kW/m<sup>2</sup> sur le côté. Ces pics interviennent en moyenne 14,4 ( $\pm 5,5$ ) s après l'allumage de la haie. Comme précédemment, les densités de flux mesurées à 1,5 m du sol sont supérieures à celles enregistrées à 1 m du sol. Des turbulences locales peuvent cependant entraîner des inversions à cette tendance. Par exemple, au temps 40 s, face au centre de la haie, la densité de flux radiatif est plus importante à 1 m du sol pendant 4 secondes : 100,6 kW/m<sup>2</sup> à 1 m du sol contre 77,7 kW/m<sup>2</sup> à 1,5 m du sol (Fig. 5.21b). Ce résultat est dû au contact des flammes avec les fluxmètres situés à 1 m de la haie comme observé sur la figure 5.20.



Figure 5. 20 : Photographies de l'expérience pour une configuration de feu d'interface à l'échelle du terrain à 40 s

Par conséquent, en ayant une pente en amont de la haie, nous avons obtenu des pics de densités de flux en moyenne 2 fois plus élevées que ceux mesurés avec la même hauteur de haie avec une propagation à plat. Afin de visualiser la part des transferts thermiques due au rayonnement et à la convection à 3 m de la haie, les densités de flux radiatifs, totaux et convectifs ont été tracées sur la même figure (Fig. 5.22). La longueur de flamme a également été représentée sur la figure 5.22. Nous retrouvons comme lors des expériences à plat, une part convective qui augmente lorsque que la flamme se rapproche des capteurs. Quelle que soit la position ou l'essai, comme à l'échelle précédente nous retrouvons un rayonnement qui est dominant représentant en moyenne 87,3 % de la densité de flux total.

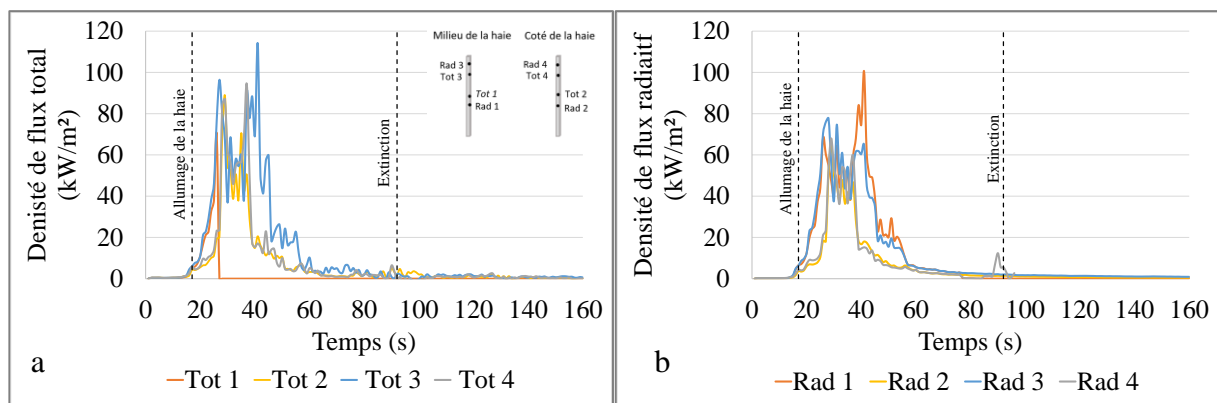


Figure 5. 21 : Densités de flux a) total et b) radiatif mesurées à 3 m devant la haie lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d’interface

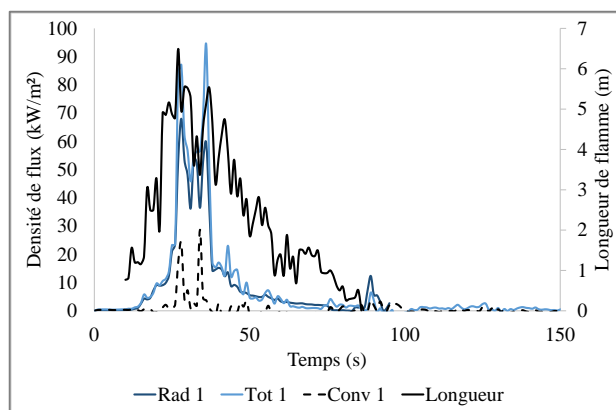


Figure 5. 22 : Densités de flux total, radiatif, convectif mesurées sur le côté de la haie à 1,5 m du sol et longueur de flamme obtenue lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d’interface

Tableau 5. 9: Densité de flux maximales obtenues lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d’interface

	RAD 1	TOT 1	RAD 2	TOT 2	RAD 3	TOT 3	RAD 4	TOT 4
Densité de flux maximale (kW/m <sup>2</sup> )	100,6	-	64,7	88,8	77,7	114,1	68,0	94,4
t <sub>pic</sub> (s)	41	-	29	19	28	41	29	37
t <sub>pic-tign</sub> (s)	22	-	10	10	9	22	10	18

Comme pour les expériences effectuées à plat, nous avons relevé les temps d’expositions correspondant aux seuils de 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup> (Tableau 5.10). Au centre de la haie, les temps d’exposition pour la densité de flux total sont de 49 s, 39 s, 36 s et 34 s pour des seuils 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup>, respectivement. Pour le flux radiatif, nous avons obtenu en moyenne pour ces mêmes seuils : 46,5 s, 38,5 s, 36,0 s et 33,0 s. Sur le côté de la haie, les temps d’exposition sont inférieurs. Pour la densité de flux total, les temps d’exposition sont en moyenne de 39 s, 33 s, 23 s et 16,5 s pour des seuils 5, 8, 12 et 15 kW/m<sup>2</sup>, respectivement. Pour la densité de flux radiatif, nous avons obtenu en moyenne pour ces mêmes seuils : 23,5 s, 17,5, 14,5 et 12,0 s. Ces temps d’expositions sont en moyenne plus faibles que ceux observés lors des expériences à plat dû notamment à la dynamique du feu. En effet, la phase de combustion intense a été plus



courte que dans le cas en pente conduisant à des densités de flux maximales supérieures mais sur des temps plus faibles. En se basant sur le tableau 5.5, les temps d'exposition obtenus sont susceptibles d'endommager le PVC et d'allumer les dalles en bois si elles sont situées à 3 m puisque à l'échelle matériau des temps d'inflammation moyens de 12 s ont été obtenus pour des densités de flux de 35 kW/m<sup>2</sup> (Fig.3.5). En revanche, ils ne pourraient pas conduire à l'endommagement du chêne et du sapin, ni à l'allumage des dalles en thermoplastique et en bois à l'échelle produit (Fig. 3.15).

A partir des densités de flux, nous avons calculé les doses thermiques. A 3 m de distance face au centre de la haie, les doses thermiques sont comprises entre 2739,7 et 5504,0 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>].s pour la densité de flux radiatif et entre 3750,3 et 6861,1 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>].s pour la densité de flux total. A 3 m de distance face aux extrémités de la haie, les doses thermiques varient entre 2476,7 et 5844 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>].s pour la densité de flux radiatif et de 2980,3 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>].s pour la densité de flux total. Pour la densité de flux radiatif, les doses sont très proches que ce soit face au centre ou face aux extrémités. Par contre, pour le flux total, il y a une nette diminution de la dose thermique au niveau de l'extrémité du fait que la flamme impacte principalement le milieu du dispositif. Si à présent on compare les valeurs obtenues avec celles mesurées à plat, on remarque que les doses thermiques pour la configuration de feu d'interface sont entre 1,7 et 2,0 fois plus élevées et peuvent induire la rupture de simple vitrage et l'inflammation des deux dalles de terrasses (tableau 5.7).

Tableau 5. 10 : Temps d'exposition pour différents seuils de flux thermique

Densité de flux (kW/m <sup>2</sup> )	Temps d'exposition (s)							
	Rad 1	Rad 2	Tot 2	Rad 3	Tot 3	Rad 4	Tot 4	Moyenne
5	47	37	38	46	49	10	39	38,0 (±12,3)
8	38	28	25	39	39	7	28	29,1 (±10,6)
12	36	23	19	36	36	6	21	25,3 (±10,6)
15	34	18	18	32	34	6	14	22,3 (±10,3)
30	22	11	10	23	22	3	11	14,6 (±7,2)
35	22	11	10	21	22	2	11	14,1 (±7,1)
40	19	11	7	17	19	1	8	11,7 (±6,4)

Tableau 5. 11 : Doses thermiques mesurées lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d'interface

Doses thermiques [(kW/m <sup>2</sup> ) <sup>4/3</sup> ].s							
RAD 1	TOT 1	RAD 2	TOT 2	RAD 3	TOT 3	RAD 4	TOT 4
5844,0	-	2476,7	2980,3	5504,0	6861,1	2739,7	3750,3

### 5.3.4 Températures mesurées à 3 m de la haie sur les menuiseries

Le tableau 5.12 regroupe les températures maximales enregistrées au niveau des fenêtres à l'aide de thermocouples de surface (cf. Fig. 2.17). Le thermocouple T5 ayant été endommagé au cours de l'expérience, les mesures de ce capteur ne sont pas présentées. La montée en température des menuiseries débute une fois que la haie s'allume. La température mesurée par le thermocouple T1 situé sur la vitre de la fenêtre en aluminium sans volet augmente pendant 28 s puis atteint un plateau (Fig. 5.23). Durant cette phase, la température maximale enregistrée est de 219,7 °C. Sur le cadre de la fenêtre (thermocouple T2), la température est tout d'abord inférieure à celle de la vitre puis devient supérieure pour atteindre une température maximale de 273,5°C. Rappelons que le thermocouple T1 est situé à 1,5 m du sol et le T2 à 1 m du sol. Or, comme vu précédemment, à partir de 40 s la densité de flux radiatif est supérieure à 1 m à cause du contact des flammes avec les fluxmètres.

Pour le thermocouple T4 situé sur le volet de la fenêtre en aluminium face au milieu de la haie, la température augmente pendant environ 20 s pour atteindre une température maximale de 574,3 °C. Les thermocouples T1 et T4 sont situés tous deux à 1,5 m du sol. Cependant le thermocouple T4 (sur le volet de la fenêtre en aluminium) est positionné face au milieu de la haie contrairement au T1 qui est situé plus sur le côté (Fig. 2.17). Nous retrouvons ainsi des températures plus élevées au milieu car comme énoncé précédemment les densités de flux de chaleur mesurées sont plus importantes au milieu de la haie que sur ces cotés. Ensuite, la température décroît progressivement jusqu'à la fin de l'expérience. Le thermocouple T3 situé sur la vitre derrière le volet n'a quant à lui pas dépassé les 51°C montrant que le volet joue un rôle d'écran thermique. Le volet permet en effet d'avoir une température plus de 4 fois moins importante que celle relevée par le thermocouple T1 situé sur la vitre de la fenêtre en aluminium sans volet. Ce résultat est cohérent avec les études [238,239] qui ont démontré que l'application de traitement thermique, comme les écrans de protection, les moustiquaires, ou les arroseurs ont tendance à retarder l'apparition de fissure. En ce qui concerne la fenêtre en PVC, nous avons obtenu au niveau du cadre les températures les plus importantes (thermocouple T6). L'évolution de la température suit la même tendance que celle enregistrée sur le volet en aluminium. Après l'allumage de la haie, la température augmente pour atteindre un maximum de 400,5°C au bout de 40 s d'expérience. La température décroît ensuite jusqu'à la fin de l'expérience. Afin de voir si ces températures sont susceptibles d'induire un endommagement sur les matériaux, nous avons comparé ces valeurs aux seuils trouvés dans la littérature [67,234,240] (tableau 5.14). La température relevée sur le cadre PVC est très nettement supérieure à la température de perte des propriétés mécaniques du PVC (75°C) pendant 139 s et à la température de début de pyrolyse (175°C) pendant 25 s mais n'a pas atteint la température d'inflammation pilotée. Pour les températures relatives à l'aluminium, les valeurs relevées sur le cadre exposé ou sur le volet sont inférieures à la température de fusion de l'aluminium [240]. En ce qui concerne les températures relevées sur les vitrages, les températures ont dépassé la température de rupture d'un simple vitrage dans le cas des fenêtres exposées. En revanche, les températures relevées ne sont pas suffisantes pour conduire à l'inflammation des dalles en thermoplastique si elles situées à 3 m de la haie. En effet, la température doit dépasser en moyenne 358,3 °C pendant au moins 19 s.

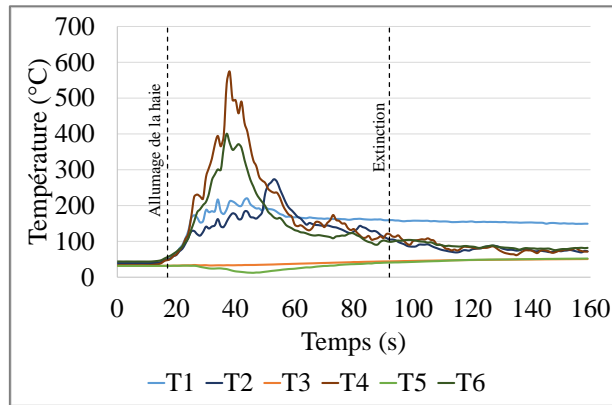


Figure 5. 23: Température relevée sur les fenêtres situées à 3 m de la haie lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration d’interface

Tableau 5. 12: Température maximales mesurées sur les fenêtres lors des expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d’interface

Température maximales mesurées sur les fenêtres (°C)					
Fenêtre aluminium sans volet		Fenêtre aluminium avec volet		Fenêtre PVC	
T1 (vitre)	T2 (cadre)	T3 (vitre)	T4 (volet)	T5 (vitre)	T6 (cadre)
219,7	273,5	50,55	574,3	-	400,5

Tableau 5. 13 : Températures conduisant à l’endommagement de différents matériaux

	PVC rigide [234]	Simple vitrage [67]	Aluminium [240]
Température de perte de propriétés mécaniques (°C)	75	-	-
Température de début de pyrolyse (°C)	175	-	-
Température d’inflammation pilotée (°C)	450	-	-
Température de surface au moment de la rupture (°C)	-	150	-
Température de fusion (°C)	180	-	660,32

### 5.3.5 Impact sur les éléments constructifs

A l’issue de l’expérience reproduisant une configuration de feu d’interface végétation/habitat, nous avons relevé l’état des différents matériaux constructifs placés à proximité de la haie (menuiseries et dalles de terrasse). La figure 5.24 présente des photographies des différents éléments. Les dalles de terrasse en bois se sont allumées par contact direct avec les flammes. Pour les autres dalles, un noircissement a été observé. Concernant les fenêtres situées à 3 m de la haie, les vitres situées du côté du feu ont été fissurées pour les deux types de fenêtre sans volet (PVC et Aluminium), ce qui est cohérent avec l’analyse des densités de flux et des températures enregistrées. Le nombre de fissure était plus

important pour la fenêtre en PVC que pour celle en aluminium. Ce même résultat a été observé dans la littérature. En effet, McArthur [241] a démontré que lors de courte exposition, le verre des fenêtres fabriquées avec un cadre en aluminium avait tendance à moins se fissurer que le verre des fenêtres avec un cadre en bois classique (pas plus de 3 fissures ont été observées pour la fenêtre avec un cadre en aluminium contre 11 pour les fenêtres avec un cadre en bois [241]). Les fenêtres avec un cadre en PVC quant à elles ont tendance à présenter une chute plus importante du vitrage comparées aux fenêtres avec un cadre en bois [238].

D'après McArthur [241], les fissures sont dues aux contraintes thermiques causées par le gradient de température entre le verre exposé au feu et le verre situé sous le cadre. Le verre plus froid situé sous le cadre s'oppose ainsi à la dilatation thermique du verre exposé (plus chaud), créant des contraintes de traction parallèles aux bords [241]. Un gradient de température vertical peut également être observé si la fenêtre est exposée à un chauffage non uniforme. Ce phénomène peut être créé par exemple par les fumées engendrées par un feu. En effet, celles-ci vont suivre un comportement ascendant dû au phénomène de convection. Ainsi, la partie supérieure de la fenêtre va donc être plus chauffée que la partie inférieure. Une étude réalisée dans un compartiment en feu [242] a notamment montré que pour observer la fissuration d'un simple vitrage de 4 ou 6 mm d'épaisseur, les températures de gaz dans la couche supérieure à l'intérieur de la pièce devaient être comprises entre de 323 à 467 °C. Mowrer [238] a présenté que la température de surface d'un verre simple composé d'un cadre en bois était de 157 °C en haut de la vitre et de 123 °C en bas. Il a également souligné que le cadre en bois avait une température de 61 °C en haut et 55°C en bas pendant la première fissuration. La différence de température entre le verre et le cadre était alors de 96°C en haut et de 68°C en bas.

Concernant la fenêtre en PVC, le cadre a fondu du côté exposé au front de flamme provoquant l'ouverture de la menuiserie. Là encore, cette observation est cohérente avec la température enregistrée au niveau du cadre et avec la densité de flux mesurée à côté de la fenêtre. En effet, nous avons observé que les densités de flux et les températures enregistrées sur le côté de la haie étaient suffisantes pour endommager le PVC (Tableaux 5.6 et 5.13). L'ouverture de la fenêtre en PVC est un facteur important pour la vulnérabilité du bâtiment car cela pourrait propager l'incendie à l'intérieur de la construction. En revanche, aucun endommagement n'a été observé pour la fenêtre en aluminium protégée par le volet, ce qui là encore est en accord avec les températures et densités de flux enregistrées. Pour diminuer la vulnérabilité d'une construction, il semble donc préférable de privilégier les menuiseries en aluminium aux menuiseries en PVC et de protéger les vitrages par des volets.

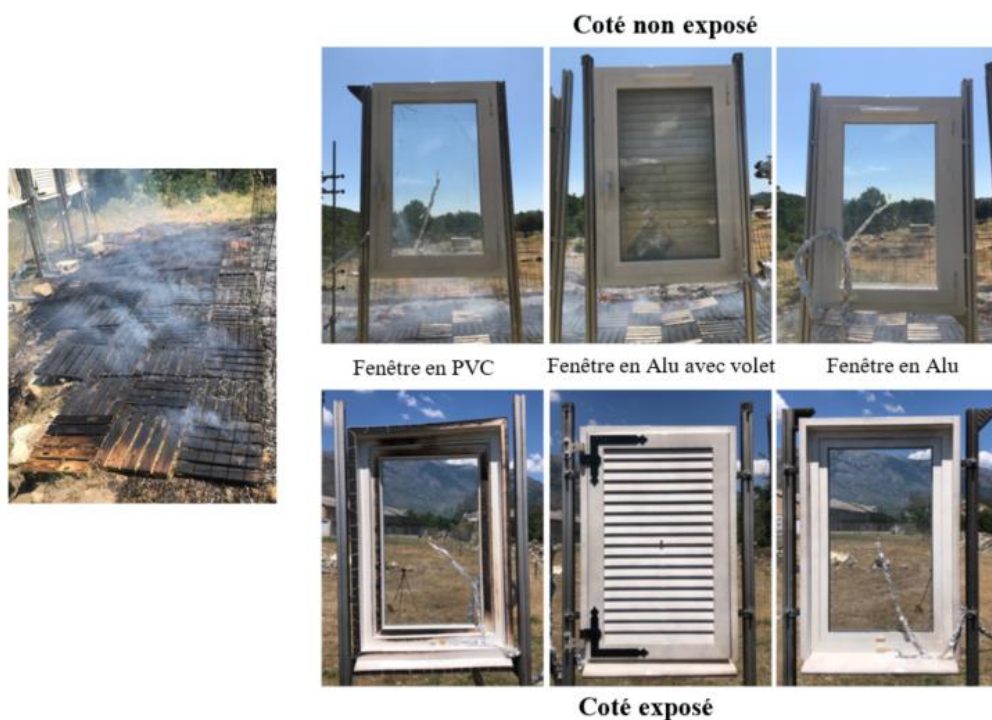


Figure 5. 24: Photographie des dalles de terrasses et des fenêtres après les expériences de brûlage de haie dans une configuration de feu d'interface

### 5.3.6 Conclusion sur la caractérisation des sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste dans le cas d'une configuration de feu d'interface

Dans le cas d'une configuration de feu d'interface végétation/habitat, nous avons reconstitué une haie de ciste mesurant  $6 \times 1 \times 1 \text{ m}^3$  placée au sommet d'une pente de  $20^\circ$ . Différents matériaux de construction ont été positionnés à proximité ou au contact de la haie : une terrasse faite de dalles en bois a été placée en contact avec la haie et différents types de menuiserie ont été disposés à 3 m de la haie afin de caractériser la vulnérabilité de ces éléments face à la haie en feu. Nous avons établi que :

- La pente a tendance à accentuer les transferts thermiques radiatifs et convectifs en direction du végétal imbrulé, ce qui accroît la vitesse de propagation du front de flamme dans la frisure de bois. De fait, le front de feu impactera la haie avec une puissance linéaire plus élevée que lors d'une propagation à plat.
- Les pics de densités de flux total et radiatif mesurés à une distance de 3 m de la haie ont atteint des valeurs de  $114,1 \text{ kW/m}^2$  et  $100,6 \text{ kW/m}^2$  respectivement. Par conséquent, en ayant une pente en amont de la haie, nous avons obtenu des densités de flux en moyenne 2 fois plus élevées que ceux mesurés avec la même hauteur de haie pour une propagation à plat.

- Les doses thermiques total et radiatives mesurées ont atteint des valeurs de 6861,1 et 5844,0 [(kW/m<sup>2</sup>)<sup>4/3</sup>].s respectivement. Ces valeurs sont supérieures à celles obtenues à plat pour la même hauteur de haie.
- Les temps d'exposition obtenus pour différents seuils de flux thermique sont en moyenne plus faibles que ceux observés lors des expériences à plat dû notamment à la dynamique du feu. En effet, la phase de combustion intense a été plus courte que dans le cas en pente conduisant à des densités de flux maximales supérieures mais sur des temps plus faibles.
- Les températures relevées sur la vitre et le cadre de fenêtre en aluminium ont atteint des pics compris entre 219 et 273 °C respectivement. Ces températures ont conduit à la fissuration de la vitre du côté exposé. Concernant la fenêtre en PVC, la température relevée sur le cadre a atteint plus de 400°C, ce qui a conduit à la fissuration de la vitre, à la fonte du cadre et à l'ouverture de la fenêtre. Par ailleurs, même avec une température atteignant plus de 574°C mesurée sur le cadre de la fenêtre en aluminium protégée par le volet, la température n'a pas dépassée les 50°C sur la vitre. Ainsi, aucun endommagement n'a été observé pour le cadre et la vitre.
- Les dalles de terrasse situées entre la haie et les fenêtres se sont allumées par contact direct avec le front de flamme.

La comparaison des données relevées pendant les expériences de combustion des haies à plat et en pente a montré que la combustion était plus intense dans le cas en pente. De par sa forme en V et sa vitesse de propagation plus élevée, le front de feu dû à la combustion de la litière a en effet une puissance plus élevée que lors d'une propagation à plat. A l'approche du front de feu généré par la frisure, les particules de la haie vont donc être préchauffées de manière plus significative avec une pente ce qui va provoquer des puissances maximales dégagées plus élevées. Par contre, l'aérodynamisme due à la pente ne modifie par l'angle d'inclinaison du front de feu par rapport au cas à plat car la puissance générée par la haie est plus intense. Par conséquent, l'impact thermique sur une construction sera plus important dans le cas d'une configuration en pente.

## 5.4 Conclusion

Dans cette partie, les sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste à différentes échelles ont été analysées. Les résultats obtenus à l'échelle analytique seront par la suite utilisés afin de valider un modèle numérique de combustion d'une haie. De plus, grâce aux expériences réalisées à échelle réelle, nous avons pu mettre en évidence que le respect des arrêtés de débroussaillage est insuffisant pour éviter l'endommagement de certains matériaux constructifs en cas d'incendie de végétation au voisinage d'une construction. En particulier, nous avons observé l'ouverture des fenêtres en PVC, ce qui pourrait conduire au développement du feu à l'intérieur de la construction. Sur la base de nos constatations et dans la suite des travaux du LNE et de l'INERIS [216,235] (tableau 5.14), nous pouvons d'ores et déjà préconiser afin d'abaisser la vulnérabilité des constructions lors d'incendie de végétation :

- la pose de volet systématique sur les façades susceptibles d'être exposée à un incendie de végétation

- le remplacement des menuiseries PVC par des menuiseries en aluminium.

Toutefois, pour aller plus loin dans ces préconisations, nous avons prévu de réaliser de nouvelles expériences en étudiant la réaction au feu des menuiseries en situation réelle, c'est-à-dire intégrées sur une construction. Ces expériences prévoient également le test des menuiseries en bois et l'utilisation de volets en bois et en PVC.

Tableau 5. 14 : Préconisations afin d'abaisser la vulnérabilité des bâtiments en fonction de doses thermiques attendues

Matériaux	Doses thermiques ( $[(kW/m^2)^{4/3}].s$ )	Préconisation	Réf
Bardage métallique	Entre 1000 et 1800	Mise en place (ou le remplacement) d'une couche de 3 cm d'isolant non combustible	[235]
Menuiserie en aluminium	Entre 1000 et 1800	Remplacement par des châssis en bois ou application de peintures adaptées : à faible émissivité ou intumescence ou isolante non inflammable	
Menuiserie en PVC	Entre 600 et 1800	Remplacement par des châssis en bois ou application de peintures adaptées : à faible émissivité ou intumescence ou isolante non inflammable	
Vitrage double et triple vitrage	Entre 600 et 1800	La mise en place de films filtrants permet de réduire la dose transmise	
Menuiserie extérieure	Entre 0 et 600	Vitrage : Double Châssis : PVC/Bois/Alu-inox/acier Volet extérieur : PVC/bois/métal Occultation contre vent : PVC/bois/métal	[216]
	Entre 600 et 1000	Vitrage : Double Châssis : PVC/Bois/Alu-inox/acier Volet extérieur : Bois/métal Occultation contre vent : Bois/métal	
	Entre 1000 et 1800	Châssis vitré coupe-feu (REI30 cf. chapitre 1) Volet extérieur : métal Occultation contre vent : métal	
	>1800	Châssis vitré coupe-feu (REI30 cf. chapitre 1) Volet extérieur : métal Occultation contre vent : métal	

# **Chapitre 6. Modélisation numérique de la dynamique de combustion de végétation commune aux interfaces forêt/habitat: focus sur le brûlage d'une haie à l'échelle analytique**

Ce chapitre a pour objectif d'évaluer les capacités de WFDS à reproduire la combustion de structures végétales telles que les haies. Pour effectuer cette étude, les expériences de combustion de haies reconstituées réalisées à l'échelle analytique (chapitre 5) ont été utilisées. Lors de ces expériences, les haies ont été allumées par un front de feu se propageant dans une litière de frisure de bois. Ainsi, une étude préliminaire sur la capacité de WFDS à prédire la dynamique d'un feu dans de la frisure a d'abord été réalisée, en confrontant les simulations à des expériences dédiées. Ce chapitre présente tout d'abord les résultats de cette première étude puis les simulations des expériences de combustion des haies reconstituées à l'échelle analytique.

## **6.1 Modélisation d'un front de feu se propageant dans une litière de frisure en pente à l'échelle du laboratoire**

Cette section débute par une présentation des travaux expérimentaux ayant consisté à étudier la propagation d'un front de feu dans une litière de frisure de bois en présence d'une pente ascendante de 20°. Le cas d'un feu se propageant en pente a été choisi car cette configuration génère une propagation plus complexe que sur une surface plane. De plus, dans les futurs travaux numériques et expérimentaux à l'échelle du terrain, la propagation du feu se fera en pente dans la frisure de bois. Après avoir présenté les principaux résultats expérimentaux, nous détaillons les simulations de WFDS et confrontons les prédictions aux observations.

### **6.1.1 Expériences à l'échelle du laboratoire**

#### **6.1.1.1 Résultats expérimentaux**

Après l'allumage, le front de flamme prend progressivement une forme en V caractéristique des feux en pente car la vitesse de propagation du front est plus importante au centre que sur ses côtés (Fig. 6.1). Ce comportement est en accord avec les observations rapportées dans la littérature [62,83,237] et avec les expériences réalisées sur le terrain en pente, présentées dans le chapitre précédent (chapitre 5 section 5.1.1). Après 20 s, pour une charge de combustible de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 35 s pour une charge de combustible de 0,617 kg/m<sup>2</sup>, la propagation du feu atteint un état quasi-stationnaire jusqu'à ce que la tête du front de flamme arrive à l'extrémité du banc de combustion. Le front atteint un état quasi-stationnaire plus rapidement pour une charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> car la propagation de feu au sein de la hauteur du lit se fait plus rapidement que pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Pendant la phase stationnaire, la vitesse de propagation de la tête du front de flamme est constante pour chaque charge de combustible : 2,13 ( $\pm$  0,27) cm/s pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 2,24 ( $\pm$  0,14) cm/s pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Par conséquent, la vitesse de propagation augmente avec la charge de



frisure. Ces résultats sont en accord avec les travaux de Butler et coll. [117] obtenu pour la propagation d'un feu à travers un lit de frisure de bois sous une pente ascendante de 22°.



Figure 6. 1: Photographie du front de flamme pour une charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup>, 40 s après l'allumage a) avec la caméra 1 et b) avec la caméra 2

Le tableau 6.1 présente les propriétés géométriques du front de flamme pour les deux charges de combustible étudiées. Afin d'éviter l'influence de l'allumage et de l'extrémité du banc de combustion, les mesures ont été réalisées entre 20 et 90 s pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et entre 35 et 88 s pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Sur cette plage, les propriétés géométriques peuvent être considérées comme constantes pour les deux charges. Nous avons obtenu en moyenne une hauteur de flamme de 27,6 (±5,6) cm pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et de 37,2 (±4,8) cm pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Concernant la longueur de flamme, nous avons obtenu 31,1 (±6,1) cm pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 41,5 (±4,9) cm pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Les résultats obtenus pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup> sont similaires à ceux relevés par Tihay et coll. [62] à travers un lit de frisure de bois sous une pente de 20° pour une charge de combustible similaire (0,6 kg/m<sup>2</sup>) avec des valeurs de longueurs de flamme comprises entre 38,7 et 56,4 cm. Ainsi, nous avons mesuré des flammes plus hautes pour la charge la plus importante. De même, la largeur des flancs augmente avec la charge. Nous avons en effet obtenu une valeur moyenne de 25,0 (±3,4) cm pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et de 33,8 (±3,9) cm pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Enfin, pour les deux charges de combustible, le front de flamme est incliné vers l'avant avec un angle d'inclinaison moyen de 36,2° (±1,9) pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et de 35,9° (±1,2) pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Les résultats obtenus pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> sont similaires à ceux relevés par Sanchez-Monroy et coll. [49] pour une même configuration expérimentale avec un angle d'inclinaison d'environ 37°. Pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>, les flammes sont moins inclinées en raison d'une plus grande flottabilité associée à la charge de combustible. Les résultats obtenus pour cette charge sont également similaires à ceux de Tihay et coll. [62] avec un angle d'inclinaison compris entre 27,5 et 39,1°.

Tableau 6. 1: Propriétés géométriques du front de flamme obtenues lors d'une propagation en pente

Charge (kg/m <sup>2</sup> )	HF (cm)	LF (cm)	BF (cm)	$\gamma$ (°)	$\beta$ (°)	Vitesse de propagation (cm/s)
0,318	27,6 (±5,6)	31,1 (±6,1)	25,0 (±3,4)	36,2 (±1,9)	53,8 (±1,9)	2,13 (± 0,27)
0,617	37,2 (±4,8)	41,5 (±4,9)	33,8 (±3,9)	35,9 (±1,2)	54,1 (±1,1)	2,24 (±0,14)

La figure 6.2 présente la perte de masse, le MLR, le HRR et la densité de flux radiatif en fonction du temps pour les deux charges. Les barres d'erreur sur les graphiques montrent la variabilité observée pour les différents essais. Les lignes pointillées verticales correspondent aux intervalles de temps pour lesquels la géométrie du front de flamme et la vitesse de propagation ont été calculés (cf. tableau 6.2). Après allumage, nous observons une augmentation du MLR pour les deux charges. Une fois l'état quasi-stationnaire atteint, le MLR présente alors un plateau avec des valeurs moyennes de  $3,7 (\pm 0,2)$  g/s et  $7,2 (\pm 0,8)$  g/s pour les charges de  $0,318 \text{ kg/m}^2$  et  $0,617 \text{ kg/m}^2$ , respectivement.

Une fois que la tête du front de flamme a atteint l'extrémité du banc (soit à environ 82 s pour  $0,318 \text{ kg/m}^2$  et à environ 90 s pour  $0,617 \text{ kg/m}^2$ ), la perte de masse diminue jusqu'à extinction complète. L'extinction se produit quasiment au même moment pour les deux charges en raison d'une vitesse de propagation proche (cf. tableau 6.1). A la fin des expériences, il ne reste que des cendres pour les deux charges de combustible. Les courbes de HRR (Fig. 6.2) suivent la même dynamique que les courbes de MLR. Durant la phase quasi-stationnaire, des valeurs moyennes de  $60,4 (\pm 3,4)$  et  $111,4 (\pm 4,6)$  kW ont été obtenues pour  $0,318$  et  $0,617 \text{ kg/m}^2$  respectivement. Ainsi, plus la charge de combustible est importante, plus la puissance dégagée est élevée ce qui est en accord avec les données de la littérature [62]. Le rapport entre les HRR moyens mesurés pour les deux charges est égal à 1,7 tandis que le rapport entre les charges est de 1,9. Les résultats obtenus pour la charge de  $0,617 \text{ kg/m}^2$  en terme de HRR et de MLR sont cohérents avec ceux de Tihay et coll. [62]. Ils ont notamment obtenu un plateau de MLR égal à environ 6 g/s et un plateau de HRR compris entre 100 et 150kW.

La densité de flux radiatif reçue à 25 cm de l'extrémité du banc augmente progressivement jusqu'à des valeurs maximales de  $4,3 (\pm 0,7)$  kW/m<sup>2</sup> et  $6,2 (\pm 0,4)$  kW/m<sup>2</sup> respectivement pour  $0,318$  et  $0,617 \text{ kg/m}^2$ . Les pics correspondent au moment où les flammes atteignent l'extrémité du banc, c'est-à-dire, au moment où elles sont le plus proche du capteur.

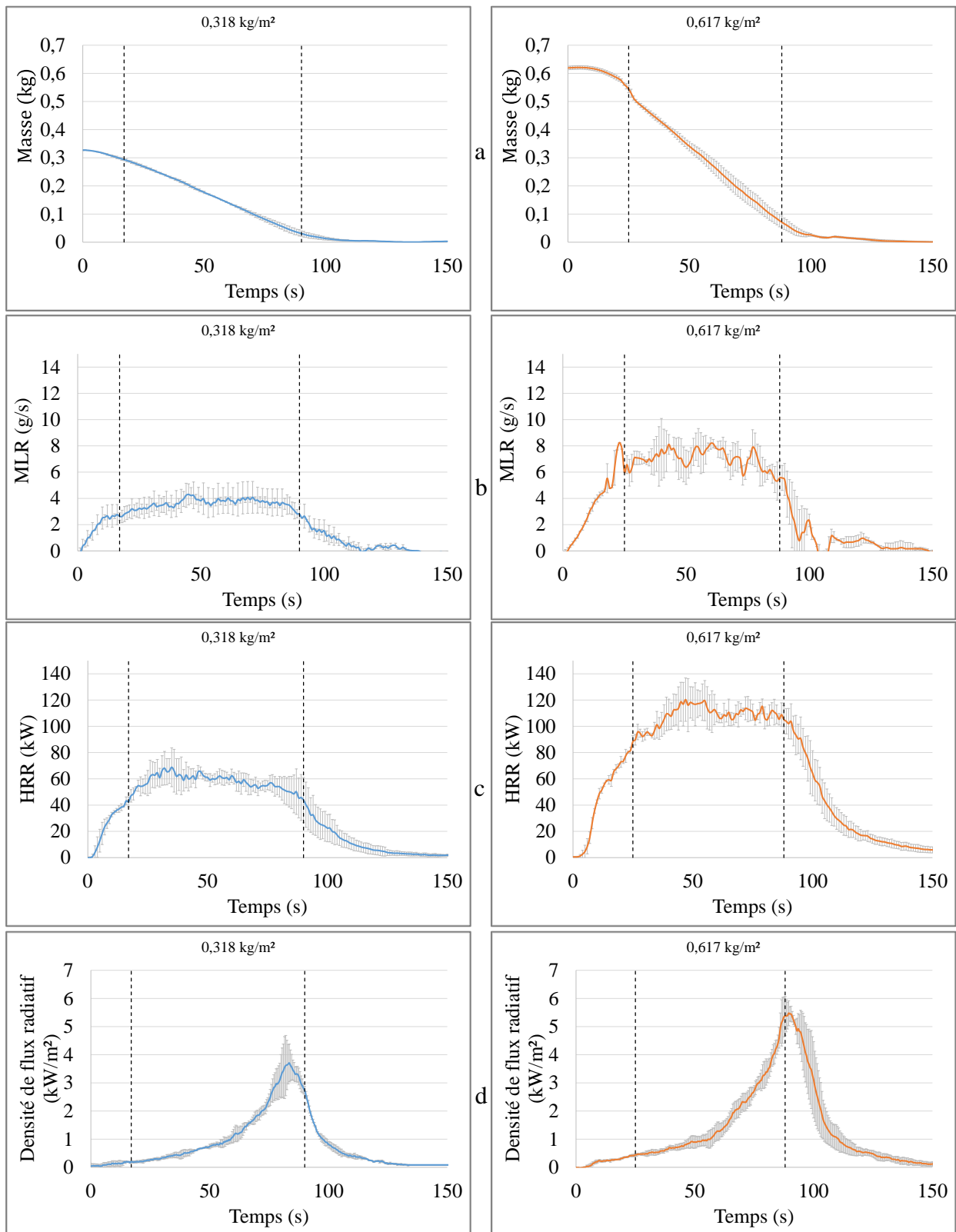


Figure 6. 2 : Résultats expérimentaux pour les deux charges étudiées : a) perte de masse, b) MLR, c) HRR et d) densité de flux radiatif en fonction du temps. Les lignes pointillées verticales correspondent aux intervalles de temps sur lesquels les grandeurs géométriques du feu et la vitesse de propagation ont été calculés

### 6.1.1.2 Simulations numériques

#### Paramètres d'entrée

Les simulations ont été réalisées sur le serveur BRANDO de l'Université de Corse. Il possède 720 cœurs, chacun disposant de 2 processeurs Intel 12 cœurs (E5-2670 v3@2.3GHz) et 64 Go de mémoire. Le domaine de calcul a été limité aux dimensions du LSHR, c'est-à-dire à 3,0 m × 3,0 m × 2,48 m (représentant respectivement la largeur, la longueur et la hauteur du domaine). Afin de réduire le coût de calcul (temps et ressources), la hotte du LSHR n'a pas été prise en compte et une symétrie dans le plan vertical a été utilisée : le long de la longueur du lit et centrée dans le sens de la largeur réduisant ainsi de moitié le volume de calcul. L'allumage a été modélisé en utilisant des particules ayant une température de 800°C. Les particules ont été réparties dans un volume de 4 cm × 50 cm × 8 cm (représentant respectivement la direction de propagation, la largeur du lit et la hauteur du lit de combustible). Pour la charge de combustible de 0,318 kg/m<sup>2</sup>, la durée de l'allumage a été fixée à 8 s afin de rendre compte de la durée observée durant les expériences (films et HRR). Pour la deuxième charge étudiée (0,617 kg/m<sup>2</sup>), l'augmentation graduelle de la hauteur au bord du lit de combustible a été modélisée numériquement. Pour cela, la hauteur initiale de la litière a été fixée à 8 cm et a été augmentée de 2 cm tous les centimètres jusqu'à ce que la hauteur totale soit atteinte (c'est-à-dire 16 cm). Pour ce cas, le temps d'allumage a été fixé à 25 secondes. Les propriétés utilisées pour le banc de combustion sont issues de la littérature [49] et sont présentées dans le tableau 6.2.

Tableau 6. 2: Propriétés du banc de combustion utilisées pour les simulations

Masse volumique $\rho$ (kg. m <sup>-3</sup> )	272 [49]
Emissivité	0,80 [49]
Conductivité thermique $\lambda$ (W. m <sup>-1</sup> . K <sup>-1</sup> )	0,14 [49]
Capacité calorifique (kJ. kg <sup>-1</sup> . K <sup>-1</sup> )	1,1 [49]

Les principaux paramètres thermo-physiques utilisés en entrée du modèle sont présentés dans le tableau 6.3. La combustion en phase gazeuse a été modélisée par une réaction globale à une étape en considérant un combustible du type  $C_xH_yO_z$  ou  $x$ ,  $y$  et  $z$  ont été obtenus à partir de l'analyse élémentaire de la frisure de bois. La fraction de cendres  $\chi_{ash}$  a également été obtenue à partir de l'analyse élémentaire. L'enthalpie de combustion des gaz  $\Delta h_c$  a été calculée par différence entre le pouvoir calorifique inférieur et l'énergie de combustion des résidus charbonneux suivant l'expression suivante :

$$\Delta h_c = \frac{PCI - \chi_{char} \times \Delta h_{char}}{1 - \chi_{char}} \quad (6.1)$$

L'enthalpie de réaction du charbon  $\Delta h_{char}$  a été extraite de la littérature [54,243] et la fraction de résidu charbonneux  $\chi_{char}$  a été obtenue par une analyse thermogravimétrique. La fraction radiative  $\chi_{rad}$  est issue des travaux de Sánchez-Monroy et coll. [49]. Enfin, nous avons utilisé une fraction radiative de 35 % en nous basant sur les travaux de Sánchez-Monroy et coll. [49].

Tableau 6. 3: Propriétés thermo-physiques de la frisure de bois utilisées par WFDS

Symbole	Frisure de bois
$\chi_{char}$	0,185 (voir chapitre 2)
$\chi_{ash}$	0,027 (voir chapitre 2)
$\chi_{rad}$	0,35 [49]
$\Delta h_{vap}$ (kJ/kg)	2 259 [244]
$A_{H_2O}$ ( $\sqrt{K}/s$ )	600 000 [244]
$E_{H_2O}$ (K)	5 800 [244]
$\Delta h_{pyr}$ (kJ/kg)	711 [244]
$A_{pyr}$ (1/s)	36 300 [244]
$E_{pyr}$ (K)	7 250 [244]
$\Delta h_{char}$ (kJ/kg)	-32 740 [244]
$A_{char}$ (m/s)	430 [49]
$E_{char}$ (K)	9 000 [244]
$\nu_{O_2, char}$	1,65 [244]
$\beta_{char}$	0,2 [244]
$F_{CD}$	0,156 [49]
$\sigma_e$ ( $m^{-1}$ )	10 268 (voir chapitre 2)
$\rho_e$ ( $kg/m^3$ )	446 (voir chapitre 2)

### Analyse de convergence

Pour déterminer un maillage physiquement cohérent, deux longueurs caractéristiques associées à deux phénomènes physiques impliqués dans la combustion ont été pris en compte. Tout d'abord, nous avons considéré la longueur d'extinction du lit de combustible. Cette grandeur,  $\delta_R$ , caractérise l'absorption du flux radiatif dans la végétation. Elle est déterminée à partir de la compacité de la phase solide ( $\beta_k$ ) et du rapport surface-volume des particules végétales ( $\sigma_k$ ), à l'aide de la relation suivante :

$$\delta_R = \frac{4}{\beta_k \sigma_k} \quad (6.2)$$

La taille de maille  $d_{x_b}$  utilisée pour la litière doit être inférieure à  $\delta_R$ . Deux relations sont proposées dans la littérature. Mell et coll. [56] propose d'utiliser une taille de maille maximum  $d_{x_b}$  inférieure à trois fois  $\delta_R$  alors que Morvan et Dupuy [245] suggèrent d'utiliser une valeur  $d_{x_b}$  inférieure à cinq fois  $\delta_R$ .

La seconde longueur caractéristique considérée concerne l'écoulement en phase gazeuse au-dessus du banc de combustion. La résolution spatiale nécessaire à sa bonne représentation est donnée par l'expression adimensionnelle  $D^*/\delta x$  proposée par McGrattan [46] en fonction de la taille caractéristique des grandes structures des flammes,  $D^*$ , donnée par la relation suivante :

$$D^* = \left( \frac{HRR}{\rho_\infty c_p T_\infty \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (6.3)$$

Avec HRR la puissance dégagée par le feu,  $\rho_\infty$  la masse volumique de l'air ambiant,  $c_p$  la capacité calorifique massique de l'air ambiant et  $T_\infty$  la température de l'air ambiant. McGrattan

[46] propose de prendre des valeurs de  $D^*/\delta x$  comprises entre 4 et 16. Comme le front de flamme reste quasi-linéaire durant les propagations, la puissance dégagée par le feu est équivalente au plateau de HRR : 60,4 et 111,4 kW respectivement pour les charges de combustible de 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Le tableau 6.4 présente les différentes longueurs caractéristiques considérées ainsi que les tailles de mailles associées. D'après la longueur d'extinction, la taille de maille nécessaire dans le lit de combustible doit être inférieure à 1,6 cm pour les deux charges selon le critère ( $dx_{b,\delta_R/3}$ ) de Mell et coll. [56]. Avec le critère ( $dx_{b,\delta_R/5}$ ) de Morvan et Dupuy [245], la taille de maille descend à 0,9 cm pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et à 1,0 cm pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. En ce qui concerne la longueur caractéristique relative à l'écoulement, nous avons obtenu des tailles de maille bien supérieures : entre 2,0 et 8,0 cm pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et entre 2,6 et 10,2 cm pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Par conséquent, le phénomène limitant pour la taille des mailles est l'absorption du flux radiatif. Les simulations ont donc été effectuées avec des tailles de maille de 1 cm, 2 cm, et 4 cm, en accord avec les valeurs du Tableau 6.4 afin d'identifier la sensibilité de la combustion au maillage.

Tableau 6. 4: Longueurs caractéristiques et tailles de mailles associées

Charge (kg/m <sup>2</sup> )	$\delta_R$ (cm)	$dx_{b,\delta_R/3}$ (cm)	$dx_{b,\delta_R/5}$ (cm)	$D^*$ (cm)	$dx_{g,z_c,min}$ (cm)	$dx_{g,z_c,max}$ (cm)
0,318	4,8	1,6	0,9	32,2	2,0	8,0
0,617	5,0	1,6	1,0	40,9	2,6	10,2

La figure 6.3 présente le HRR total (gaz et charbon) simulé pour les deux charges de combustibles étudiées. Avant toute analyse, il doit être rappelé que WFDS calcule distinctement l'énergie dégagée en phase gazeuse et l'énergie dégagée par la combustion des résidus charbonneux. De ce fait, le HRR, appelé HRR total, utilisé pour la suite de l'étude est la somme de ces deux contributions. Pour les deux cas, il existe une différence importante entre les prédictions obtenues avec des tailles de mailles de 2 et 4 cm et celles avec 1 cm. Plus les tailles de maille sont élevées, plus le HRR est élevé et présente des oscillations. Selon ces résultats, il serait nécessaire d'effectuer des simulations avec des résolutions inférieures à 1 cm pour être sûr qu'aucune modification significative de HRR n'est observée pour des mailles plus fines. Cependant, la réduction de la taille du maillage est très coûteuse en termes de calcul. Une taille de maille de 1 cm dans la litière et dans la phase gazeuse semble être un bon choix pour les simulations numériques. Dans la suite, nous présenterons donc uniquement les résultats obtenus pour une taille de maille de 1 cm.

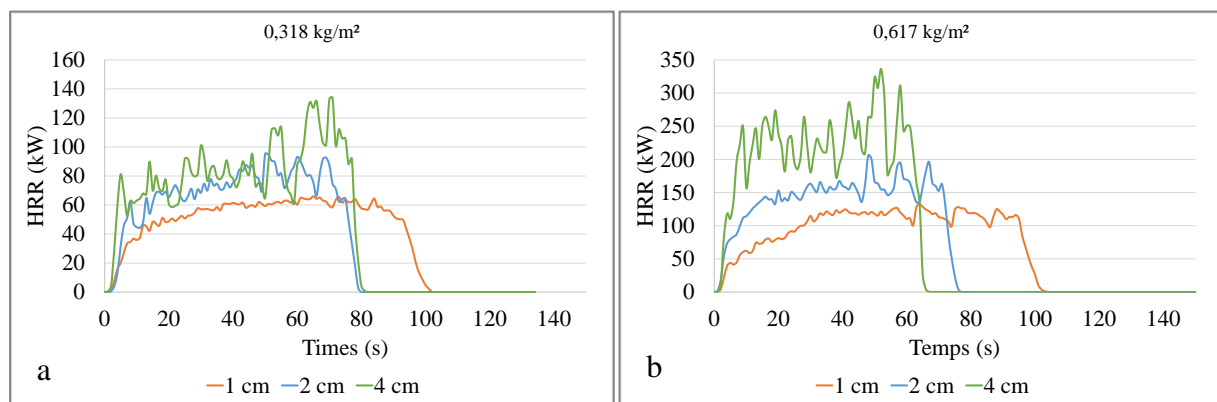


Figure 6. 3: HRR prédit obtenu au cours du temps pour les différentes tailles de maille lors de la propagation du feu dans la litière de frisure pour une charge de combustible de a) 0,318 kg/m<sup>2</sup> et b) 0,617 kg/m<sup>2</sup>

### 6.1.1.3 Confrontation des résultats expérimentaux et numériques

La figure 6.4 présente une comparaison des images simulées et enregistrées lors des expériences. Un iso-contour de  $200 \text{ kW/m}^3$  (HRR par unité de volume) a été retenu pour la représentation visuelle de la flamme simulée ce qui correspond à une iso-surface de  $500^\circ\text{C}$  (Morandini et coll. [7]). On voit que qualitativement les simulations permettent d'obtenir un front de flamme se rapprochant de celui observé pendant les expériences.

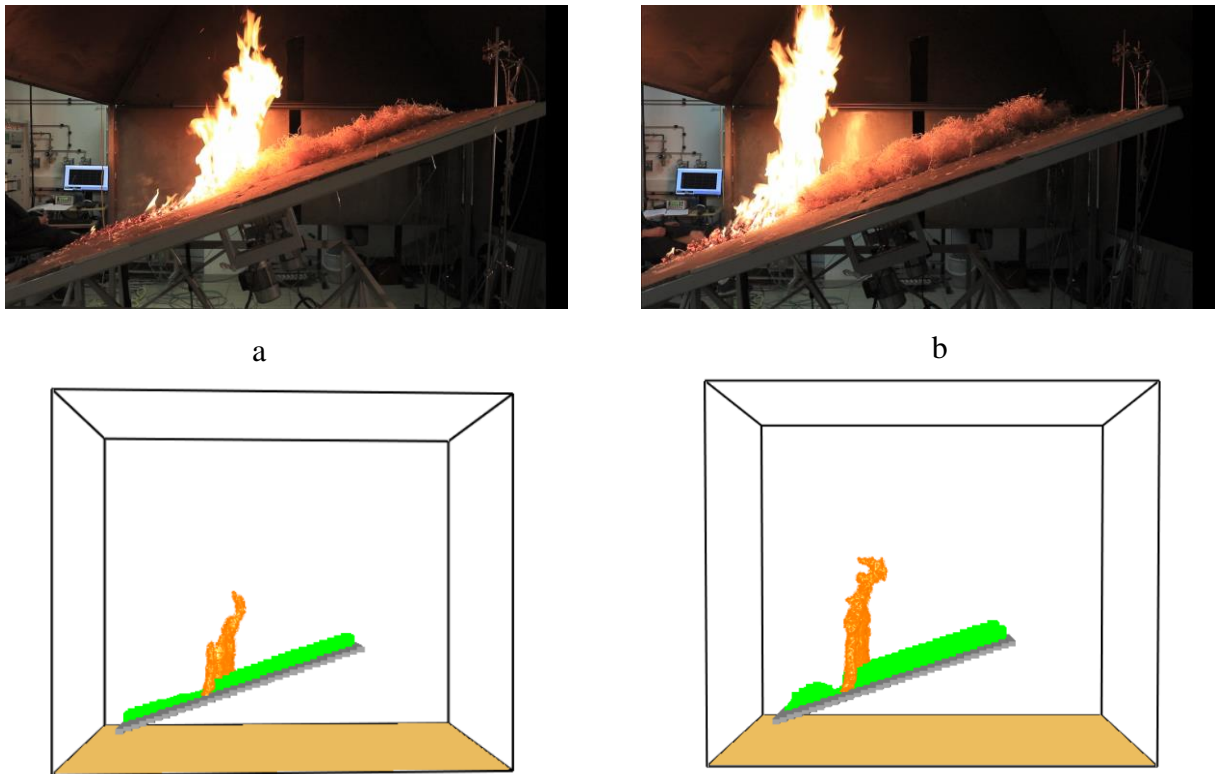


Figure 6. 4: Front de flamme expérimental et simulé pour une charge de a)  $0,318 \text{ kg/m}^2$  ( $t=60 \text{ s}$ ) et b)  $0,617 \text{ kg/m}^2$  ( $t=40 \text{ s}$ ).

La comparaison quantitative entre les résultats numériques et expérimentaux a été réalisée pour la perte de masse, le HRR, la densité de flux radiatif enregistrée en amont du front de feu ainsi que la géométrie et la vitesse du front de feu. La Figure 6.5 présente les courbes de perte de masse et de MLR prédits et expérimentaux. Pour les deux charges, on observe une très bonne concordance entre les simulations et les expériences. Une légère différence apparaît entre le MLR prédit et expérimental pendant la phase transitoire après l'allumage. Ensuite, durant la phase quasi-stationnaire, le MLR prédit se situe dans la plage de valeurs obtenues expérimentalement. Nous notons une légère surestimation de la masse finale. Sur l'ensemble des tests, l'erreur relative moyenne entre la masse prédite et la masse expérimentale est de  $20,5 \%$  pour la charge de  $0,318 \text{ kg/m}^2$  et de  $26,3 \%$  pour la charge de  $0,617 \text{ kg/m}^2$ .

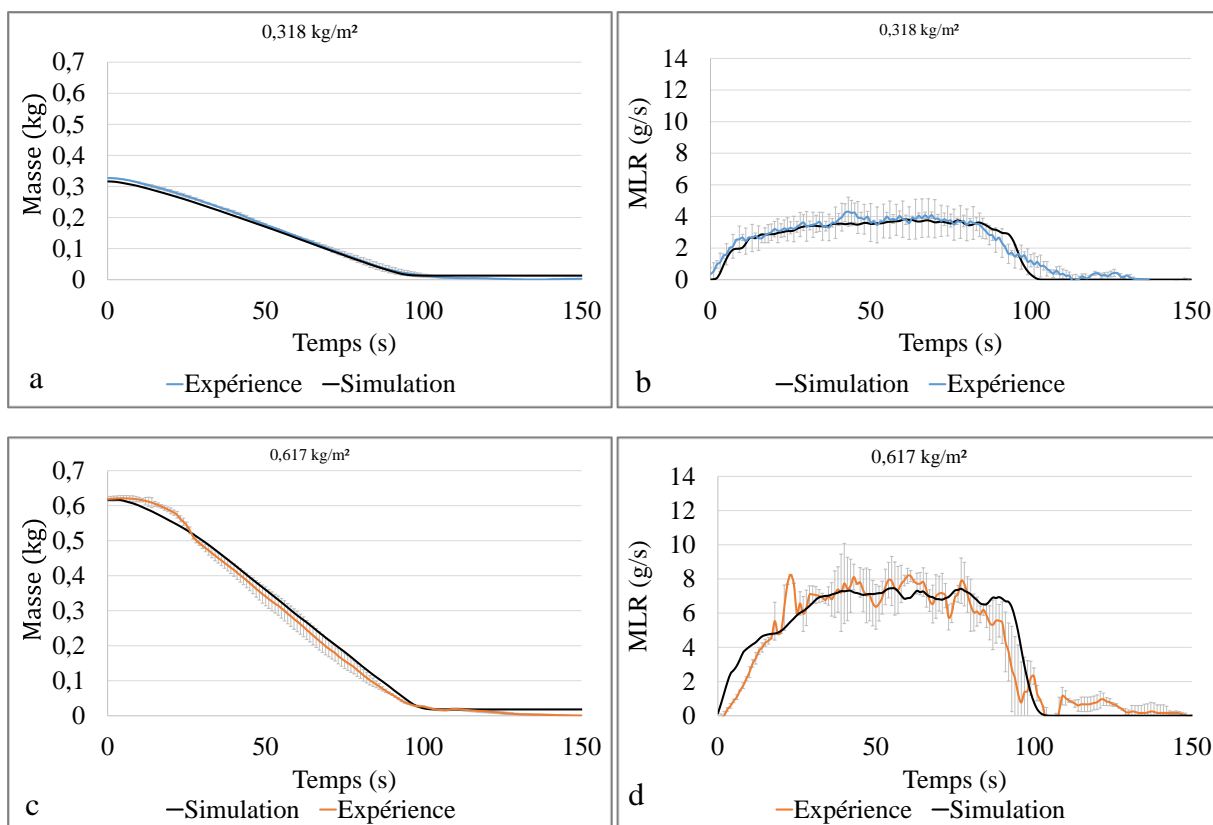


Figure 6. 5: Pertes de masse et MLR prédits et expérimentaux pour la propagation en pente : a) et b) pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et c) et d) pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>

La figure 6.6 présente les résultats numériques instantanés du HRR total, du HRR des gaz et du HRR des charbons pour les deux charges. Nous observons que l'oxydation des résidus carbonneux débute 2 s après l'allumage pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 3 s après l'allumage pour la charge 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Ces valeurs correspondent aux temps requis pour que l'allumage entraîne une propagation du front de flamme et que l'air induit arrive au contact du résidu carbonneux. Les courbes de HRR des gaz et des résidus carbonneux suivent la même tendance associée à un front feu composé de deux zones de combustion : la zone de flamme située à l'avant du front et la zone de combustion des charbons située à l'arrière. La contribution du HRR des gaz pendant la phase quasi-stationnaire représente 72 % et 69 % du HRR total pour les charges de 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup> respectivement. La contribution importante du HRR des gaz peut s'expliquer par la faible quantité de masse de combustible sec qui est converti en charbon (18,5% dans ce cas).



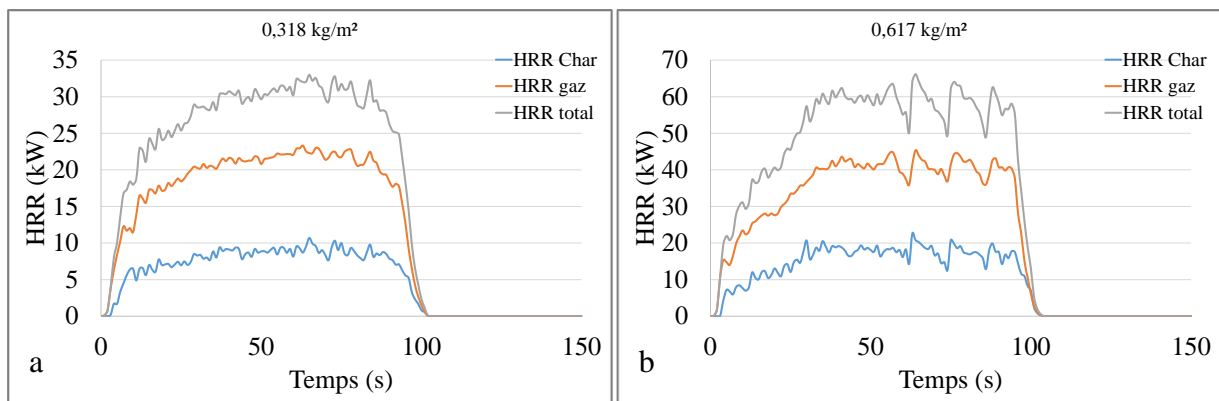


Figure 6. 6: HRR prédits des gaz, des résidus charbonneux et total pour a) 0,318 kg/m<sup>2</sup>, b) 0,617 kg/m<sup>2</sup>

La Figure 6.7 présente les HRR totaux prédits ainsi que les HRR expérimentaux moyens obtenus pour les deux charges. Nous avons également représenté le HRR de l'essai se rapprochant le plus des simulations numériques pour chaque charge. Pour les deux charges, une bonne représentation de la propagation peut être observée pendant la phase quasi stationnaire. Le HRR prédit se situe en effet dans la plage de variabilité des expériences. En ce qui concerne les valeurs moyennes prédites, nous avons obtenu 60,4 ( $\pm 3,4$ ) kW pour une charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 118,8 ( $\pm 6,5$ ) kW pour 0,617 kg/m<sup>2</sup> ce qui correspond à une différence de 0,5 et 6,6 % par rapport aux données expérimentales. L'erreur relative moyenne durant cette phase est de 12 % pour une charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et de 11 % pour une charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup> si l'on considère l'essai avec la meilleure concordance, ce qui met en évidence une très bonne prédiction des expériences. Toutefois, nous remarquons pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup> des oscillations qui apparaissent à partir de 60 s. Durant leur phase ascendante, ces dernières ont tendance à surestimer le HRR. A l'heure actuelle, aucune raison n'a été trouvée pour expliquer ce comportement. Nous verrons dans la suite de ce document que ces dernières vont avoir des répercussions notamment sur la prédiction de la densité de flux radiatif.

Par ailleurs, comme observé dans les travaux précédents [54,243], le code n'a pas réussi à reproduire la phase de décroissance. Le HRR prédit diminue en effet plus rapidement que le HRR expérimental. Afin d'apprécier cela, nous avons représenté, sur les graphiques avec les essais expérimentaux présentant les meilleurs accords avec les simulations, les moments où la tête du front de flamme (située au centre) atteint l'extrémité du banc de manière expérimentale (EFC\_ex) et numérique (EFC\_num). Nous avons également indiqué sur ces courbes le moment où toutes les flammes résiduelles (situées au bord du banc) s'éteignent de manière expérimentale (EFB\_ex) et numérique (EFB\_num). Nous remarquons ainsi, que WFDS n'arrive pas à prédire la durée de la phase de flammes résiduelles. De plus, l'énergie dégagée durant la phase d'oxydation des résidus charbonneux, après l'extinction de la flamme numérique (au-delà de EFB\_num) n'est pas prédite par le modèle. Morandini et coll. [54] expliquent ce résultat par une surestimation du refroidissement des particules au contact de l'air frais après l'extinction de la flamme. Les résidus charbonneux vont donc avoir tendance à s'éteindre plus rapidement ce qui entraîne une sous-estimation de la puissance dégagée.

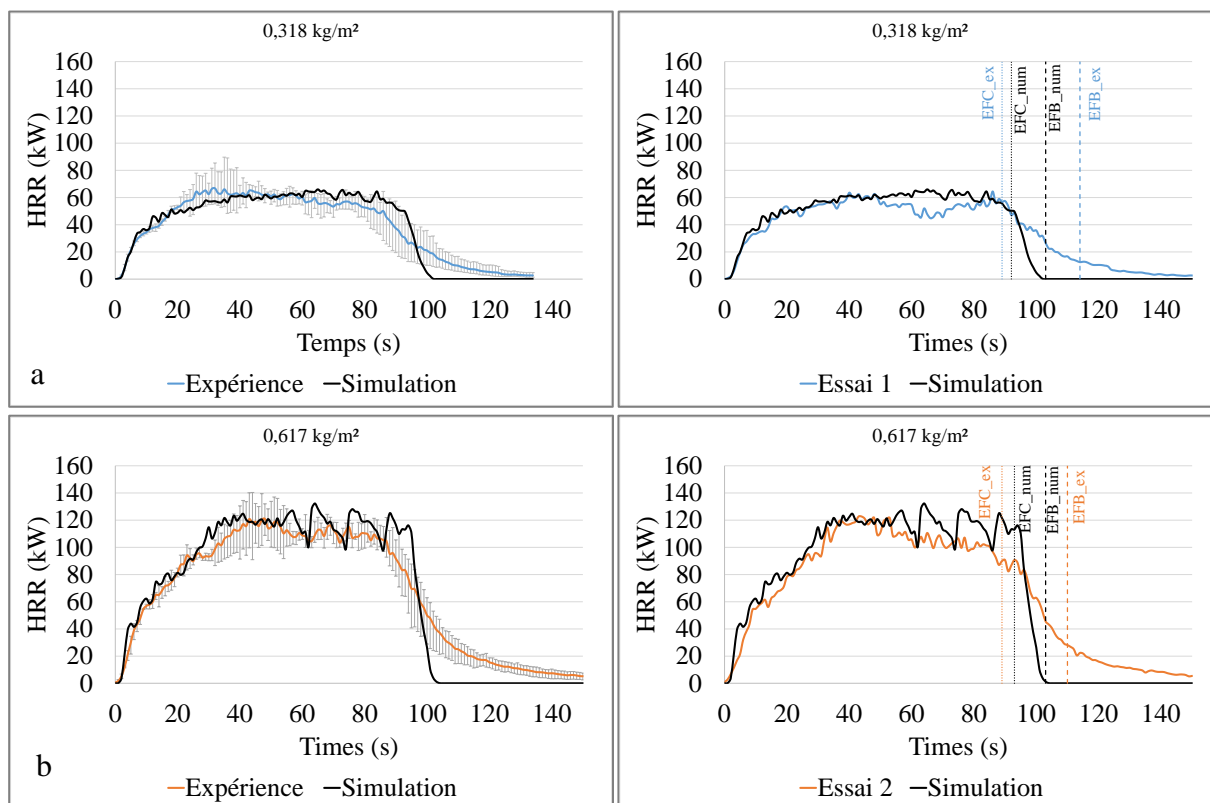


Figure 6. 7: Comparaison entre les HRR prédits et expérimentaux a) Cas de la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et b) Cas de la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup> (à gauche les HRR expérimentaux moyens et à droite les HRR expérimentaux présentant les meilleurs accords avec les simulations)

Afin de quantifier de manière plus précise la différence entre les simulations et les expériences, la figure 6.8 présente la différence instantanée entre le HRR total prédit et le HRR expérimental de l'essai présentant la meilleure concordance. La zone de couleur noire correspond à la phase qui n'est pas prédite par le modèle (au-delà de EFB\_num). Durant cette phase, l'écart relatif est de l'ordre de 99 % pour les deux charges entre le HRR total prédit et le HRR expérimental de l'essai présentant la meilleure concordance. Cependant, comme indiqué précédemment, l'erreur vient principalement de la mauvaise modélisation des flammes résiduelles observées en fin d'expérience et de la combustion des résidus carbonneux. Or, les principaux dommages occasionnés par un feu sur une cible (une structure ou des végétaux) se produiraient principalement au cours de la phase développée du feu au cours de laquelle le HRR est le plus élevé (Fig. 6.7). Par conséquent, la différence entre le HRR expérimental et le HRR prédit durant la phase de décroissance aurait finalement peu d'effet sur l'évaluation de l'impact du feu sur les cibles.

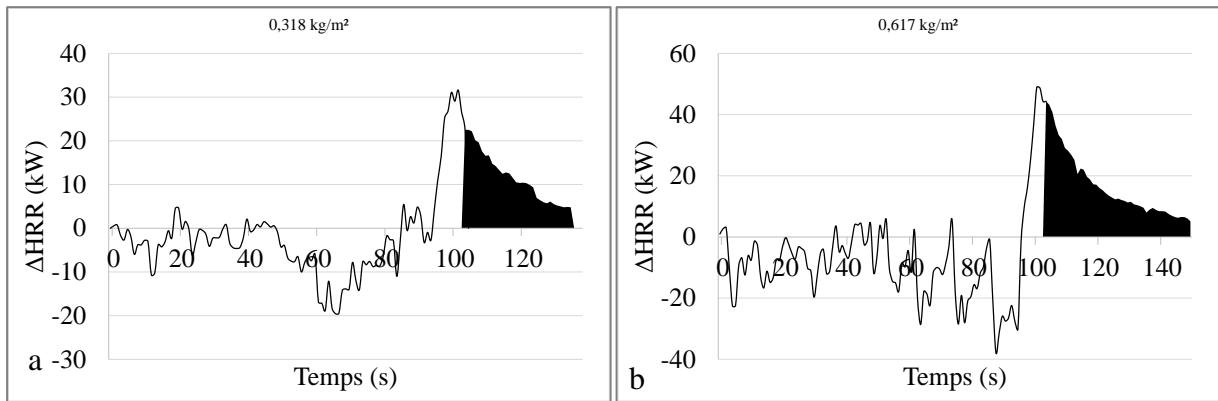


Figure 6. 8: Différence entre le HRR total expérimental le plus proche et le HRR prédit au cours du temps pour la charge a) de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et b) de 0,617 kg/m<sup>2</sup>

Les figures 6.9 montrent l'évolution de la densité de flux radiatif au cours du temps mesuré à l'extrémité du banc de combustion. Pour les deux charges de combustible, les simulations représentent assez bien l'augmentation du flux radiatif. Pour 0,318 kg/m<sup>2</sup>, la densité de flux radiatif maximum prédite est proche de la valeur expérimentale. Avec WFDS, nous avons en effet obtenu un pic de 4,4 kW/m<sup>2</sup> alors qu'expérimentalement nous avons obtenu en moyenne 4,3 (±0,7) kW/m<sup>2</sup>. En revanche, les simulations ont surestimé de manière significative la densité de flux radiatif maximale pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Avec WFDS, nous avons en effet obtenu un pic de 9,5 kW/m<sup>2</sup> alors qu'expérimentalement une valeur moyenne de 6,2 (±0,4) kW/m<sup>2</sup> avait été obtenue. Cette mauvaise prédiction provient de la surestimation du HRR à cause notamment des oscillations juste avant la phase d'extinction.

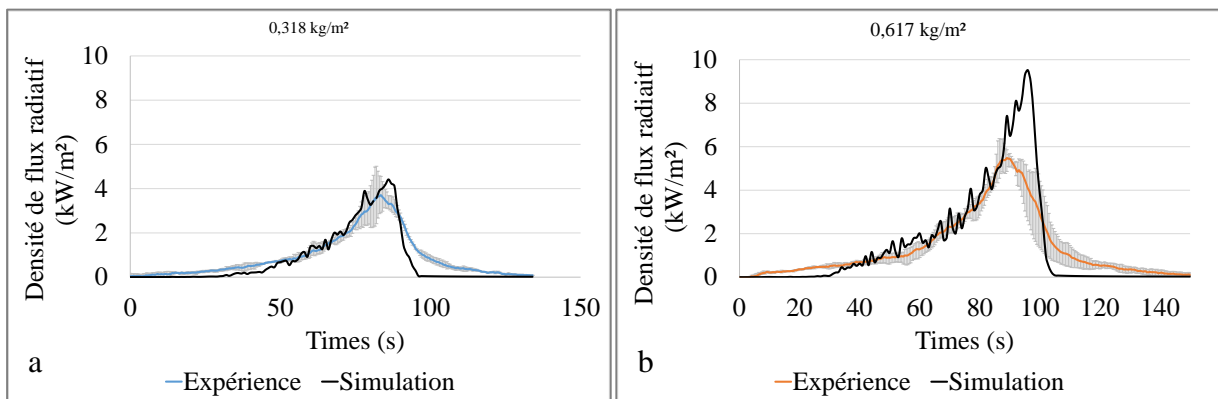


Figure 6. 9: Densité de flux radiatif prédite et expérimentale pour a) 0,318 kg/m<sup>2</sup> et b) 0,617 kg/m<sup>2</sup>

Le tableau 6.5 présente la hauteur de flamme, la longueur de flamme, la largeur de flanc, l'angle d'inclinaison, l'angle de séparation et la vitesse de propagation obtenus numériquement pour les deux charges de combustible. Les valeurs numériques de la géométrie de la flamme ont été obtenues à partir d'un iso-contour de 200 kW/m<sup>3</sup> du HRR par unité de volume en suivant la même approche que celle développée par Sanchez-Monroy et coll. [49]. La vitesse de propagation a été déterminée à partir des courbes de températures des gaz en utilisant le même seuil qu'expérimentalement c'est-à-dire 300°C. Les simulations permettent d'obtenir une hauteur numérique de flamme égale à 32,6 cm pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et à 44,4 cm pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Ces valeurs sont proches de celles mesurées expérimentalement : 27,6 (±5,6) cm pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 37,2 (±4,8) cm pour 0,617 kg/m<sup>2</sup> (Tableau 6.2). L'erreur relative entre les valeurs expérimentales et simulées est donc inférieure à 19,3 %. La longueur simulée de flamme vaut 36,6 cm pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> (pour 31,1 (±6,1) cm expérimentalement) et 51,1 cm

pour 0,617 kg/m<sup>2</sup> (pour 41,5 (±4,9) cm expérimentalement). L'erreur relative est donc inférieure à 23,2 %. Concernant l'inclinaison du front de feu, nous avons obtenu un angle d'inclinaison simulé de 25,9° pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et de 30,8° pour celle de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Numériquement, le front de feu est donc moins incliné vers l'avant qu'expérimentalement (36,2° pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 35,9° pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>) conduisant à une erreur relative de 28,5 % et 14,2 % pour des charges de combustible de 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup>, respectivement. Ces différences observées entre les données expérimentales et numériques peuvent être dues à la valeur de l'iso-contour utilisée pour définir l'enveloppe de la flamme simulée, soit 200 kW/m<sup>3</sup> [49,54]. Il serait intéressant de faire varier cette valeur afin de définir quel seuil correspond le mieux à la flamme visible. Les différences les plus importantes entre la géométrie du front de feu prédite et expérimentale concernent la largeur du flanc. Numériquement, nous avons en effet obtenu 21,6 cm pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 18,9 cm pour celle de 0,617 kg/m<sup>2</sup> ce qui correspond à une erreur relative de 13,5 % pour une charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 44,0% pour une charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Pour les charges de combustible les plus élevées, l'arrière du front de feu prédit s'éteint plus rapidement qu'expérimentalement, ce qui est cohérent avec les différences observées entre les courbes numériques et expérimentales de HRR pendant la phase d'extinction. Concernant l'avancée du front de feu, la vitesse numérique de propagation est en accord avec les expériences. Nous avons en effet obtenu numériquement 2,34 cm/s pour 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 2,45 cm/s pour 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Pour les deux charges, ces valeurs se situent dans la plage de variation des expériences (2,13 (± 0,27) cm/s pour la charge de 0,318 kg/m<sup>2</sup> et 2,24 (± 0,14) cm/s).

Tableau 6. 5: Propriétés géométriques du front de flamme obtenues numériquement lors d'une propagation dans une litière de frisure en pente

Charge (kg/m <sup>2</sup> )	HF (cm)	LF (cm)	BF (cm)	$\gamma$ (°)	$\beta$ (°)	Vitesse de propagation (cm/s)
0,318	32,6	36,3	21,6	25,9	64	2,34
0,617	44,4	51,1	18,9	30,8	59,2	2,45

### 6.1.2 Conclusion sur la modélisation d'une propagation en pente à l'échelle du laboratoire

Dans cette partie, nous avons étudié la propagation d'un feu dans une litière de frisure de bois sous une condition de pente ascendante de 20°. Pour cela, deux charges de combustible, à savoir 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup> ont été utilisées. Les propriétés géométriques du front de flamme, le HRR, le MLR et la densité de flux radiatif ont été mesurés. Ces résultats ont servi de base pour valider les intrants utilisés dans WFDS pour modéliser la combustion d'un lit de frisure de bois. Les principales conclusions de la confrontation entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux sont les suivantes :

- Pendant la phase de combustion quasi-stationnaire, le HRR et le MLR prédits concordent avec les valeurs mesurées expérimentalement mettant en évidence la bonne prédiction de la dynamique de combustion de la frisure de bois. Par contre, le modèle n'arrive pas à prédire correctement la phase d'extinction.
- Les valeurs prédites concernant les propriétés du front de flamme et la vitesse de propagation sont proches des valeurs mesurées expérimentalement. Nous retrouvons en effet, pour la majorité des grandeurs étudiées un écart relatif entre les résultats numériques et expérimentaux inférieur à 20%.

- Pour les deux charges de combustible, les simulations représentent correctement l'augmentation de la densité de flux radiatif. Pour 0,318 kg/m<sup>2</sup>, la densité de flux radiatif maximale prédite est proche de la valeur expérimentale. En revanche, les simulations ont surestimé de manière significative la densité de flux radiatif maximale pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Cette mauvaise prédiction est due à la surestimation du HRR juste avant la phase d'extinction.

## 6.2 Modélisation de la combustion d'une haie de ciste reconstituée à l'échelle du laboratoire

### 6.2.2 Paramètres d'entrée

Les simulations des expériences de combustion des haies de ciste reconstituées ont également été réalisées sur le serveur BRANDO de l'Université de Corse. Le domaine de calcul a été limité à 1,6 m × 2,4 m × 3,6 m (représentant respectivement la largeur, la longueur et la hauteur du domaine). En se basant sur les travaux de Morandini et coll. [54], nous avons modélisé la haie en utilisant cinq classes de particules : les feuilles d'épaisseur 0.75 mm, les brindilles de diamètre 0-2 mm, 2-4 mm, 4-6 mm et > 6 mm. La haie a été découpée en 6 étages de la façon suivante (de bas en haut) : étage 1 entre 0 et 0,15 m de haut, étage 2 de 0,15 à 0,30 m, étage 3 de 0,30 à 0,50 m, étage 4 de 0,50 à 0,70 m, étage 5 de 0,70 à 0,85 m et étage 6 de 0,85 à 1 m. La base des haies a été prise égale à 0,5 m × 0,5 m. Les propriétés des différentes classes de particules sont présentées dans le tableau 6.6. Les valeurs des masses volumiques apparentes  $\rho_{bk,dry}$  ont été calculées pour les différents étages à partir de la répartition massique des familles de particules des branches de ciste présentées dans la section 1.3.3 du chapitre 2. Le rapport surface-volume  $\sigma_k$  et la masse volumique  $\rho_k$  ont été extraits des travaux de Morandini et coll. [54]. L'allumage numérique a été réalisé avec la même méthodologie que pour les simulations des expériences avec la frisure de bois en pente, c'est-à-dire en utilisant des particules chauffées à 800°C.

Tableau 6. 6: Propriétés des classes de particules composant les haies de ciste

	Feuilles	0-2 mm	2-4 mm	4-6 mm	6-25 mm
$\sigma_{rs,k}$ (m <sup>-1</sup> )	2081	1733	1000	666	400
$\rho_k$ (kg·m <sup>-3</sup> )	478	961			
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 6	3,84	0,82	0,051	0	0
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 5	2,63	1,30	1,27	0,061	0
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 4	1,27	1,56	3,01	0,81	0
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 3	0,50	1,07	3,17	2,25	0,21
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 2	0,46	0,77	2,74	2,92	2,01
$\rho_{bk,dry}$ (kg·m <sup>-3</sup> ) – Etage 1	0,28	0,78	1,81	1,89	6,99

Les principaux paramètres thermo-physiques de la haie de ciste utilisés en entrée du modèle sont présentés dans le tableau 6.7. Pour la frisure, nous avons employé les propriétés du tableau 6.3. La combustion en phase gazeuse a été modélisée par une réaction globale à une étape en considérant un combustible du type  $C_xH_yO_z$  où  $x$ ,  $y$  et  $z$  ont été obtenus à partir de l'analyse élémentaire du ciste. La fraction de cendres  $\chi_{ash}$  a également été obtenue à partir de l'analyse élémentaire. L'enthalpie de combustion des gaz  $\Delta h_c$  a été calculée par différence entre le pouvoir calorifique inférieur et l'énergie de combustion des résidus charbonneux. L'enthalpie de réaction du charbon  $\Delta h_{char}$  a été extraite de la littérature [54,243]. La fraction massique de résidu charbonneux  $\chi_{char}=0,27$  correspond à la moyenne des fractions massiques de résidu charbonneux obtenues pour les cinq classes de particules par thermogravimétrie (entre 0,25 et 0,30). Cette valeur est en accord avec celle utilisée par Morandini et coll. [54]. Enfin, nous avons utilisé une fraction radiative de 27 % en nous basant sur les travaux de Morandini et coll. [54].

Tableau 6. 7: Propriétés thermo-physiques de la haie de ciste utilisées par WFDS

Paramètres	Haie de ciste
$\chi_{char}$	0,27 (voir chapitre 2)
$\chi_{ash}$	0,026 (voir chapitre 2)
$\chi_{rad}$	0,27 [54]
$\Delta h_{vap}$ (kJ/kg)	2 259 [54]
$A_{H_2O}$ ( $\sqrt{K}/s$ )	600 000 [54]
$E_{H_2O}$ (K)	6 262 [54]
$\Delta h_{pyr}$ (kJ·kg <sup>-1</sup> )	418 [54]
$A_{pyr}$ (s <sup>-1</sup> )	39 929 [54]
$E_{pyr}$ (K)	7 389 [54]
$\Delta h_{char}$ (kJ·kg <sup>-1</sup> )	-32 740 [54]
$A_{char}$ (m·s <sup>-1</sup> )	193,5 [54]
$E_{char}$ (K)	8 191 [54]
$\nu_{O_2,char}$ (-)	1,65 [244]
$\beta_{char}$ (-)	0,2 [244]
$F_{CD}$	0,375 [54]

### 6.2.3 Analyse de convergence

Afin de définir le maillage le plus adapté pour les simulations de combustion des haies reconstituées, une analyse de convergence a été effectuée. Trois maillages composés de mailles de taille uniforme dans les trois directions ont été testés : 1, 2,5 et 5 cm. La figure 6.10 montre les résultats obtenus pour le HRR. Comme pour les expériences avec la frisure de bois, les résultats numériques sont très influencés par la taille des mailles. Plus les tailles de maille sont élevées, plus la combustion des haies est rapide et plus le pic de dégagement de puissance est élevé. Comme précédemment, il est difficile d'exprimer une convergence des résultats avec les tailles de mailles testés sur la base seule des courbes de la figure 6.10. Il serait nécessaire d'effectuer des simulations avec des résolutions inférieures à 1 cm pour être sûr qu'aucune modification significative de HRR n'est observée pour des mailles plus fines. Pour déterminer si un maillage de 1 cm est physiquement cohérent, nous avons utilisé les deux longueurs caractéristiques présentées précédemment correspondant à la longueur d'extinction et à la taille caractéristique des grandes structures des flammes. Le tableau 6.8 donne les valeurs obtenues

et les tailles de mailles préconisées pour les expériences de combustion des haies reconstituées, pour les différentes classes de particules. Les dimensions préconisées des mailles, calculées à partir de la valeur de la longueur d'extinction du lit de combustible sont comprises entre 1,7 et 20,8 cm. Les longueurs caractéristiques les plus faibles ont été obtenues pour les épaisseurs de particules les plus petites, à savoir les feuilles. En ce qui concerne la dimension préconisée pour calculer l'écoulement, les valeurs sont comprises entre 4,75 et 19,02 cm. Comme pour les expériences avec la frisure seule, le phénomène limitant est donc le transfert radiatif au sein du combustible. Par conséquent, il est nécessaire d'utiliser des tailles de maille inférieures à 1,7 cm. Réaliser des simulations avec des mailles uniformes de 1 cm dans les trois directions semble donc être physiquement acceptable.

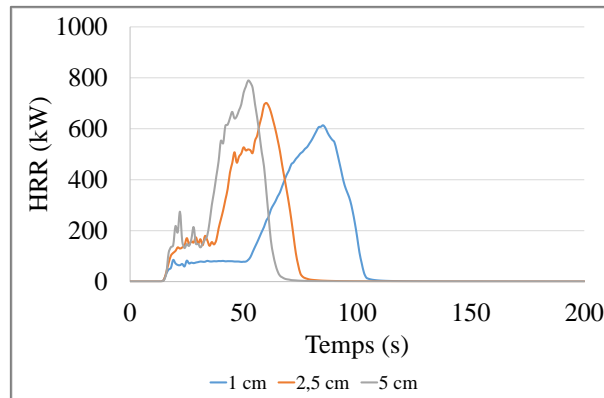


Figure 6. 10: HRR prédits au cours du temps obtenu avec les trois maillages testés : 1, 2,5 et 5 cm

Tableau 6. 8: Longueurs caractéristiques et tailles de maille associées pour les expériences de combustion des haies reconstituées

		$\delta_R$ (cm)	$dx_{b,\delta_R/3}$ (cm)	$dx_{b,\delta_R/5}$ (cm)	$D^*$ (cm)	$dx_{g,z_c,min}$ (cm)	$dx_{g,z_c,max}$ (cm)
Ciste	Feuilles	8,6	2,9	1,7	76,07	4,75	19,02
	0-2 mm	34,8	11,6	7,0			
	2-4 mm	31,4	10,5	6,3			
	4-6 mm	72,3	24,1	14,5			
	>6mm	103,9	34,6	20,8			

## 6.2.4 Confrontation des résultats expérimentaux et numériques

### 6.2.4.1 Comparaison de la dynamique du front de flamme

La figure 6.11 présente les différentes phases de combustion de la haie de ciste observée lors des expériences et prédites par la simulation. Comme précédemment, un iso-contour de  $200 \text{ kW/m}^3$  du HRR par unité de volume a été retenu pour la représentation visuelle de la flamme, ce qui correspond à une iso-surface de  $500^\circ\text{C}$  d'après Morandini et coll. [54].

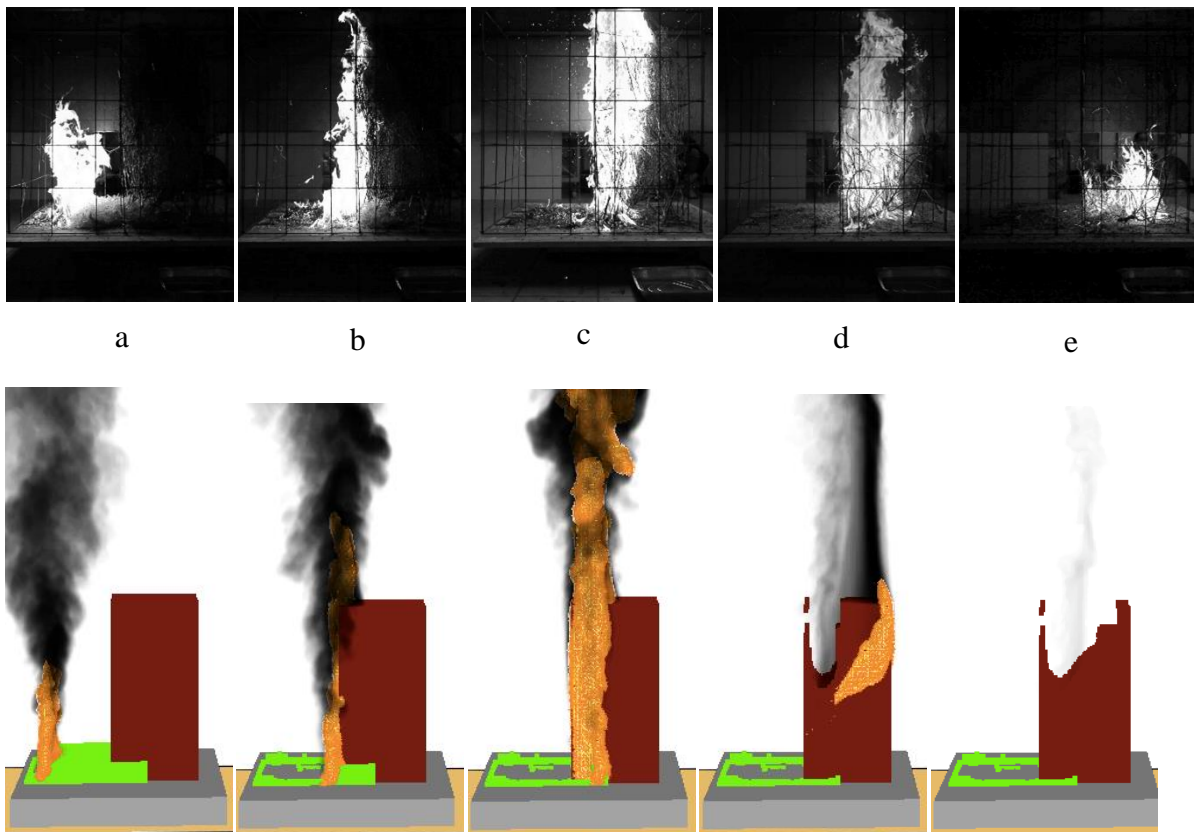


Figure 6. 11 : Propagations observées et prédites du feu lors du brûlage des haies de ciste : a) Propagation du feu dans la litière de frisure de bois ( $t=10 \text{ s}$ ), b) Transition du front de feu entre la litière et la haie ( $t= 38 \text{ s}$ ), c) Combustion de la haie ( $t=59 \text{ s}$ ), d) Phase d'extinction ( $t=86 \text{ s}$ ) et e) Fin de la combustion ( $t=125 \text{ s}$ ).

Afin d'observer l'échauffement des particules au cours des essais, la température de la frisure de bois et celle des feuilles de ciste a été tracées ainsi que le HRR par unité de volume (Fig. 6.12). Les particules ont été visualisées par des sphères dont le diamètre est représentatif de la masse volumique apparente de la classe de particule. Ainsi plus la masse volumique apparente est élevée, plus le diamètre représenté est important. Pour les premières étapes de la combustion, le feu se développe de manière similaire aux observations expérimentales. Le feu se propage tout d'abord dans la litière de frisure de bois (Fig.6.11a). L'augmentation de température en avant du front est clairement visible au sein de la frisure sur la figure 6.12a. Le front de pyrolyse correspondant à une température de  $227^\circ\text{C}$  est représenté en violet. Le front d'oxydation des résidus carbonneux quant à lui est présent à l'arrière du front de feu et est représenté en jaune.



En s'approchant de la haie, le front de flamme s'étire vers le haut. La température des particules en bordure de haie augmente progressivement jusqu'à ce qu'elles pyrolysent (Fig. 6.12b). L'inflammation de la haie de ciste se produit au même instant que lors des expériences et est due à l'impact direct de la flamme (Fig. 6.12b). Le front de feu se propage ensuite au sein de la haie de ciste (Fig. 6.12b-c). Comme pour la frisure de bois, le front de pyrolyse est situé en avant du front de feu et l'oxydation des résidus carbonneux à l'arrière du front de feu. La consommation des feuilles dans les étages est visible après le passage du front de feu sur la Fig. 6.12d. Notons que cette consommation est mal représentée sur la figure 6.12d qui visualise l'ensemble des classes de particules (feuilles et particules épaisses qui ne brûlent pas). Cependant, l'effondrement des particules les plus épaisses qui se produit expérimentalement n'est pas modélisé par WFDS. Ces particules demeurent à leur position initiale tout au long de la simulation. Cela conduit à une extinction plus rapide qu'expérimentalement. Malgré cette différence, le comportement global de la combustion des particules les plus fines, moteur de la propagation du feu est bien représentée par WFDS.

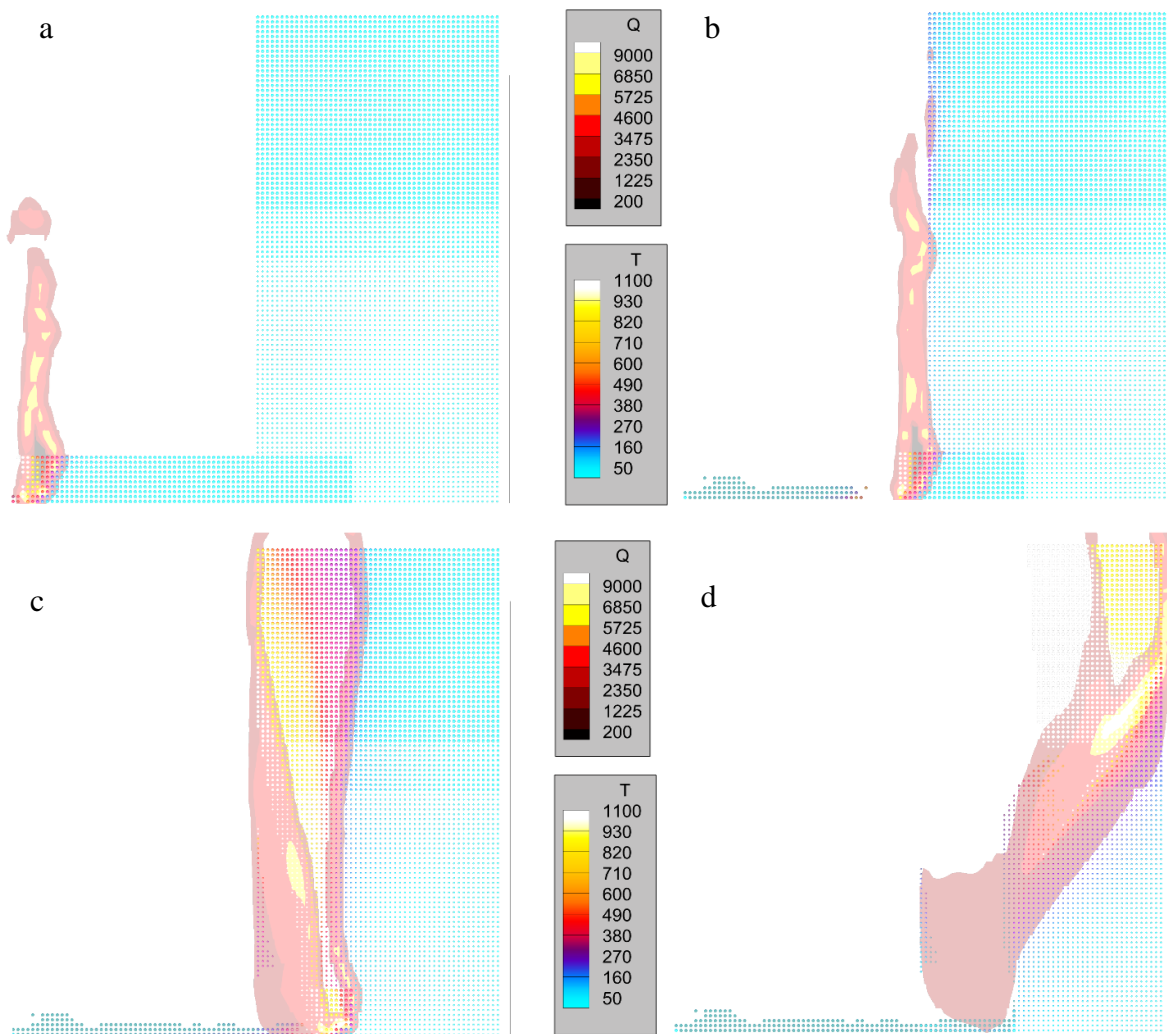


Figure 6. 12 : Température de la frisure de bois et des feuilles de ciste et HRR par unité de volume pour a) Propagation du feu dans la litière (t=10 s), b) Transition du front de feu entre la litière et la haie (t= 38 s), c) Combustion de la haie (t=59 s) et d) Phase de décroissance de la combustion (t=86 s).

### 6.2.4.2 Comparaison de la perte de masse

La figure 6.13 présente la comparaison de la perte de masse et de la vitesse de perte de masse expérimentales et simulées. Les courbes expérimentales correspondent à la moyenne des différents essais. Les barres d'erreur sur les graphiques montrent la variabilité expérimentale. Les masses prédites sont proches des masses expérimentales jusqu'à 87 s. La perte de masse, lente lors de la propagation du feu dans la frisure de bois est globalement bien prédite (Fig. 6.13c-d). Expérimentalement, la litière a perdu 183,4 ( $\pm 3,4$ ) g avant l'allumage de la haie correspondant à 72,8 ( $\pm 1,4$ ) % de sa masse initiale. Numériquement, nous avons obtenu une perte de masse de 178,3 g (soit 70,7 % de sa masse initiale) ce qui se situe dans la plage de mesure expérimentale. La propagation du feu dans la haie est également bien simulée tout comme la diminution de la perte de masse entre 56 et 87 s (Fig. 6.14e-f). Le pic numérique de MLR est en effet égal à 38,7 g/s, ce qui est dans la plage de variabilité expérimentale (entre 35,5 et 48,5 g/s). De plus, l'erreur relative moyenne pour la masse est égale à 6,5 % entre 0 et 87 s. Après 87 s, la simulation ne permet pas de prédire correctement la phase de combustion des particules les plus grosses et donc la perte de masse associée. Le MLR prédit, chute abruptement tandis que sa décroissance est plus progressive expérimentalement. Ceci est dû à deux phénomènes. Comme indiqué précédemment, il n'est pas possible avec WFDS de modéliser l'effondrement des particules lors de la combustion de la haie. Ces dernières s'assemblent pour former un foyer alors que numériquement elles se refroidissent en restant à leur position. Deuxièmement, l'extinction des particules se fait trop rapidement avec WFDS comme déjà souligné par Perez-Ramirez et coll. [243] et Morandini et coll. [54]. Ces derniers attribuent cette phase de décroissance plus rapide à une surestimation du refroidissement des particules une fois la flamme éteinte. Les simulations prédisent que 38,6 % de la masse initiale n'est pas consommée. La figure 6.14 nous renseigne sur la répartition de la masse simulée restante, principalement localisée dans les étages inférieurs de la haie. Plus de 73 % de la masse restante est en effet localisée au niveau des étages 5 et 6 (Fig. 6.14b). De plus, les particules imbrûlées sont majoritairement composées des particules les plus épaisses (88,4 % en masse) : 38,2 % de la masse restante correspond aux branches dont la taille est comprise entre 6 et 25 mm, 24,6 % aux branches avec une taille entre 4 et 6 mm et 25,6% aux branches entre 2 et 4 mm. La non-prise en compte de l'effondrement des particules et de l'extinction numérique brutale n'a pas permis de consommer les particules les plus épaisses dans les étages 4 à 6. Cependant, on voit sur la figure 6.14.b que les particules les plus fines ont complètement brûlé dans les étages supérieurs, ce qui est cohérent avec les observations expérimentales.

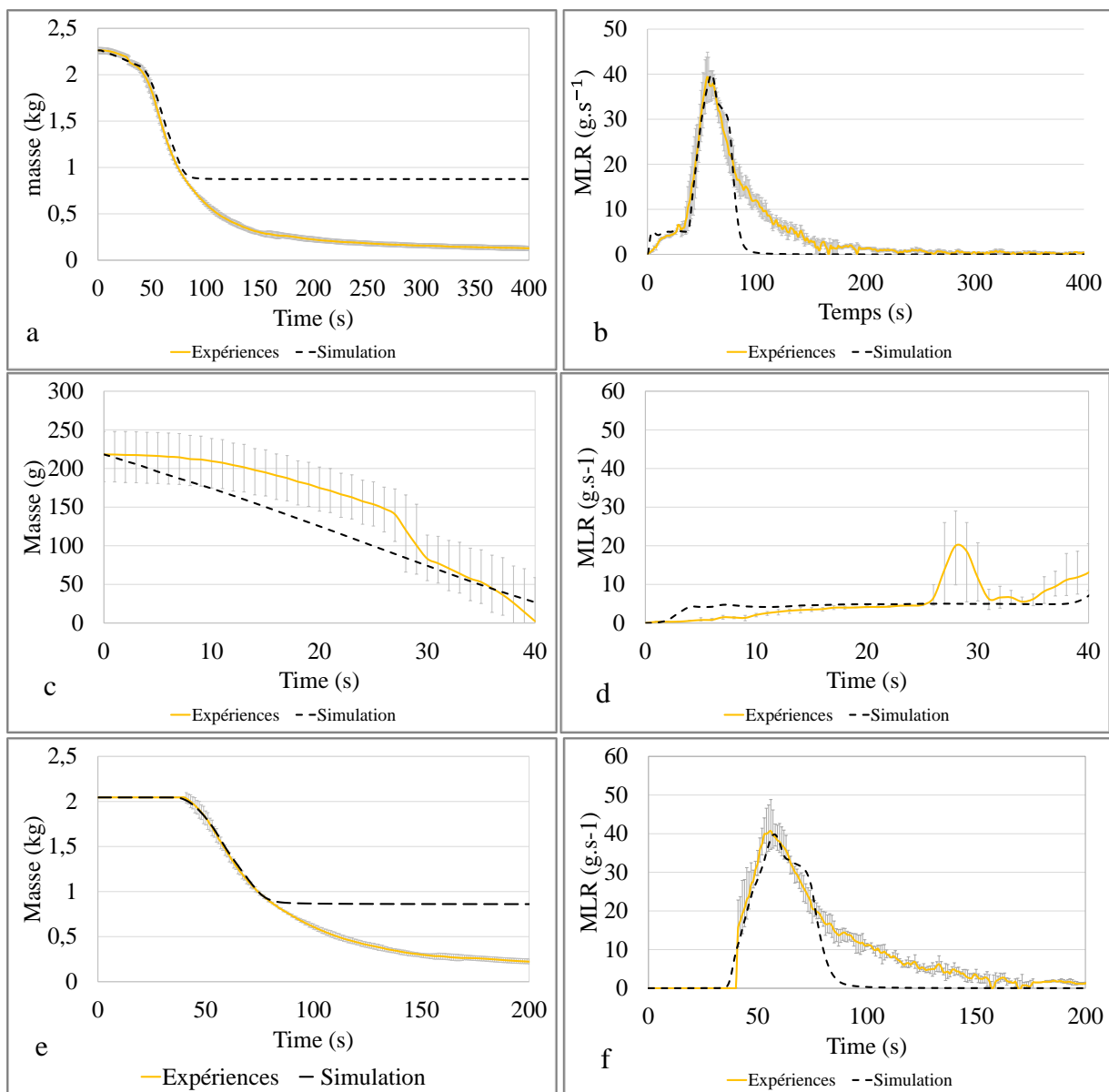


Figure 6. 13 : Comparaison des valeurs prédites et expérimentales lors des expériences de combustion des haies : a) perte de masse totale b) MLR total c) perte de masse de la frisure d) MLR de la frisure e) perte de masse des branches de ciste f) MLR des branches de ciste

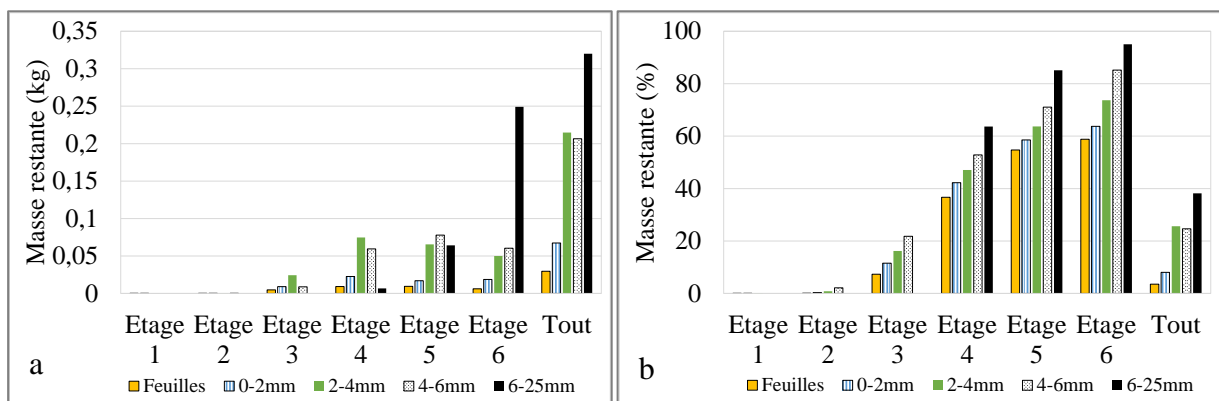


Figure 6. 14 : Masses résiduelles prédites par étage et par classes de particules : a) en kg, b) en pourcentage

### 6.2.4.3 Comparaison de la puissance dégagée

La figure 6.15 présente les résultats numériques instantanés de HRR total, HRR des gaz et HRR d'oxydation du résidu carbonneux pour la combustion de la haie. Nous observons que l'oxydation des résidus carbonneux débute 3 s après l'allumage. Cette valeur correspond aux temps requis pour que l'allumage entraîne une propagation du front de flamme et que l'air induit arrive au contact des résidus carbonneux de la frisure. Nous observons également après l'allumage de la haie un intervalle de temps plus important (6 s) entre les phases de croissance du HRR des gaz et du HRR des charbons. Cet écart est probablement dû à une arrivée insuffisante d'oxygène au sein des particules de ciste. La contribution du HRR des gaz pendant la phase quasi-stationnaire de propagation dans la frisure représente 70 % du HRR total. Pendant la combustion de la haie le HRR des gaz représente 61% du HRR total. Cette différence est due à une présence plus importante en masse des charbons dans la haie (27%) que dans celle de la frisure (18,5%).

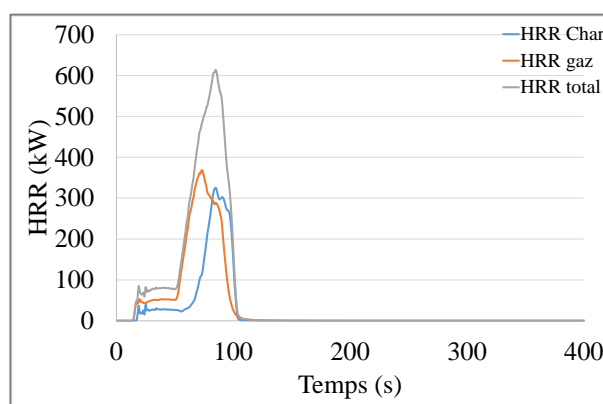


Figure 6. 15 : HRR prédits dû à la combustion des gaz, à l'oxydation des résidus carbonneux et total

La figure 6.16a présente le HRR prédit et expérimental correspondant à la moyenne des différents essais au feu. Des barres d'erreur sont ajoutées sur les graphiques afin de montrer la variabilité expérimentale. Nous avons également représenté sur la figure 6.16b, l'expérience se rapprochant le plus des simulations (Test 6). Comme observé pour la masse, les simulations sont proches des valeurs expérimentales entre 15 et 87 s. Juste après l'allumage, la simulation surestime légèrement le HRR lors de la combustion de la litière de frisure de bois. Entre 0 et 15 s, nous obtenons une erreur relative moyenne de 82,4 %. Cela est dû à la méthode d'allumage numérique où la litière est allumée simultanément sur toute la hauteur. Expérimentalement, la méthode utilisée ne permet pas d'allumer la litière sur l'ensemble de sa hauteur. Nous avons en effet observé une propagation du front de feu vers l'avant mais également depuis la surface de la litière en direction du banc de combustion. Cette différence explique la surestimation du HRR juste après l'allumage. Une fois l'influence de l'allumage de la frisure passée (c'est-à-dire après 15 s), le HRR pendant la propagation dans la litière est très bien représenté. Le THR expérimental est en effet de 2,29 ( $\pm 0,34$ ) MJ pour la litière seule. Numériquement, nous avons obtenu une valeur de 2,52 MJ ce qui est proche de la variabilité expérimentale. Le HRR est également bien représenté par WFDS avant l'effondrement expérimental des branches (c'est-à-dire avant 87 s). La croissance du feu à l'intérieur de la haie est bien simulée puisque le HRR maximum (c'est-à-dire 613,6 kW) et le moment auquel il se produit (c'est-à-dire 73 s) se situent dans la plage de variabilité expérimentale (entre 474,7 et 670,5 kW pour PHRR et entre 58 et 73 s pour  $t_{PHRR}$ ). Cette bonne adéquation entre les expériences et les simulations est particulièrement visible en comparant le HRR prédit avec celui obtenu lors de l'essai 6. Dans

ce cas, l'allumage numérique de la haie a lieu 3 s avant l'allumage expérimental. Par contre, la montée du HRR numérique suit parfaitement le comportement expérimental. Le pic HRR est seulement sous-estimé de 1,0 %. Après le pic, le HRR prédit diminue très rapidement par rapport au comportement expérimental (essai unique ou essai moyen). Comme indiqué précédemment, le modèle n'a pas pu modéliser l'effondrement des particules et l'extinction progressive de la haie. Cela conduit à une sous-estimation du HRR pendant la dernière partie de la combustion. De plus, comme pour les simulations de combustion de la frisure seule, au-delà de l'extinction de la flamme numérique, représentée par les lignes verticales en pointillé de couleur noire sur la figure 6.16b, le modèle ne prédit pas de dégagement d'énergie issu de la combustion des résidus charbonneux. Ce dernier, bien que très faible, est observé expérimentalement (cf. courbe expérimentale de HHR au-delà de la ligne en pointillé de couleur sur la figure 6.16).

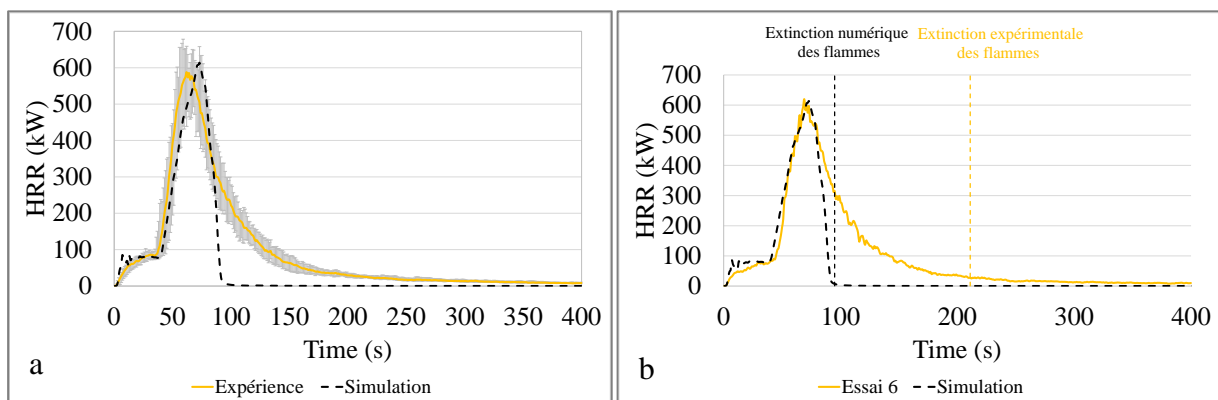


Figure 6. 16: Comparaison entre le HRR prédit et a) le HRR expérimental moyen b) le HRR du Test 6 correspondant à la meilleure correspondance.

Comme pour les simulations de combustion de la frisure seule, nous avons également calculé la différence instantanée entre le HRR expérimental moyen et le HRR prédit. La figure 6.17 présente les résultats obtenus. La partie en noir correspond au calcul effectué au-delà de l'extinction prédite par le modèle. Durant cette phase, l'écart relatif est de l'ordre de 99 % entre le HRR total prédit et le HRR expérimental de l'essai présentant la meilleure concordance. Comme indiqué précédemment, l'erreur vient principalement de la mauvaise modélisation de l'effondrement des particules et de la combustion des résidus charbonneux. Cette mauvaise estimation de la puissance dégagée lors de la phase de décroissance pourrait conduire à sous-estimer l'impact du feu sur des structures environnantes ou encore à sous-estimer la propagation du feu vers d'autres végétaux voisins. Cependant, les principaux dommages occasionnés par un feu sur une cible (une structure ou des végétaux) se produiraient principalement au cours de la phase de croissance du feu puisque le HRR et la hauteur de flamme sont alors plus élevés que lors de la phase de décroissance (Fig. 5.2 et 5.3). Par conséquent, la différence entre le HRR expérimental et le HRR prédit aurait finalement peu d'effet sur l'évaluation de l'impact du feu sur les cibles.

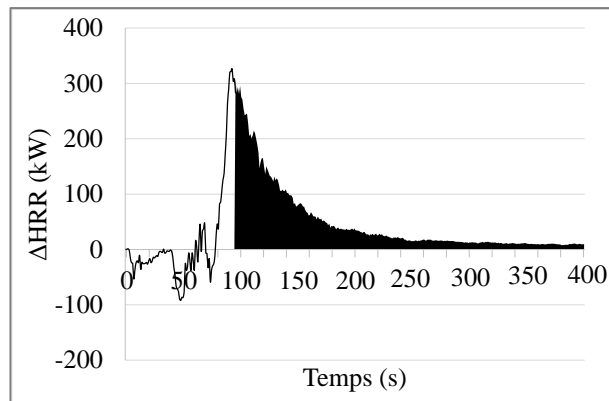


Figure 6. 17: Différence entre le HRR total expérimental le plus proche et le HRR prédit pour la combustion de haie de ciste à l'échelle analytique

### 6.2.3 Conclusion sur la combustion d'une haie à l'échelle analytique

Dans cette partie, le code WFDS a été testé grâce aux données récoltées au cours de l'étude de la combustion d'une haie de ciste reconstituée à l'échelle analytique. Un modèle numérique de haie de cistes a été créé prenant en compte les différentes classes de particules. Nous avons établi que :

- Les prédictions de WFDS concernant le HRR, la perte de masse et le MLR dans la frisure de bois avant l'allumage du ciste sont proches des valeurs expérimentales.
- La transition du feu entre la frisure et la haie de ciste a également été bien représentée par le modèle numérique.
- La combustion de la haie était également globalement bien représentée par le modèle avant l'effondrement expérimental des brindilles.

## 6.3 Conclusion

Les expériences de propagation d'un feu dans une litière de frisure de bois en pente et celles associées à l'étude de la combustion d'une haie de ciste reconstituée à l'échelle analytique ont permis de tester le code de calcul WFDS.

Pour effectuer les simulations, les propriétés physico-chimiques des deux combustibles ont été déterminées. La haie de ciste a été modélisée à l'aide de différents étages composés de classes de particules de différentes tailles.

Avec ce modèle, il a été possible de prédire la transition du feu entre la litière de frisure et la haie. Les prédictions du HRR et de la perte de masse sont satisfaisantes.

Sur la base de ces résultats et dans le cadre du projet INTERMED, (dont l'objectif final est la modélisation de scénarii d'incendies avec le logiciel WFDS afin d'étudier scientifiquement la pertinence des préconisations des arrêtés de débroussaillage en vigueur en France), la modélisation des expériences présentées dans le chapitre précédent concernant la combustion

de haie de ciste à l'échelle du terrain est en cours. Cette dernière étant réalisée en collaboration avec un collègue, nous avons choisi de ne pas présenter les résultats dans cette rédaction. Par la suite, nous avons également l'intention d'étudier expérimentalement et numériquement le comportement au feu de haies avec des teneurs en eau plus proches des conditions réelles, que ce soit à l'échelle du laboratoire ou du terrain.

## Conclusions et perspectives

La problématique des incendies de végétation dans les interfaces forêt/habitat présente des défis importants. En effet, les travaux de recherche dans ce domaine ont longtemps été délaissés par rapport aux incendies confinés. L'examen des études scientifiques sur les feux de végétation ou le comportement au feu des matériaux montre un manque de connaissances concernant l'évaluation des sollicitations thermiques dues à un feu de végétation et leur impact sur les constructions et/ou éléments et matériaux de constructions. Les mesures de prévention des feux aux interfaces forêt/habitat reposent principalement sur la gestion du combustible autour des constructions. Toutefois, il n'existe pas à l'heure actuelle de consensus mondial sur les distances à respecter, entre la végétation et les constructions, notamment parce qu'elles ont été définies à dire d'experts. De plus, certains pays imposent des prescriptions sur les matériaux de construction à utiliser dans les zones à risque incendie. Celles-ci se basent sur leur réaction et leur résistance au feu. Néanmoins, les normes utilisées pour caractériser ces éléments de construction sont peu nombreuses à se baser sur les sollicitations thermiques représentatives des feux de végétation ce qui peut poser question sur une réelle auto-résistance des bâtiments en cas de feu à une interface forêt/habitat.

Dans ce travail de thèse, nous nous sommes attachés à développer de nouvelles connaissances sur la vulnérabilité des matériaux face aux incendies de végétation afin d'apporter des éléments pour l'élaboration de textes réglementaires pour la prévention des feux aux interfaces forêt/habitat. Pour ce faire, nous avons étudié la vulnérabilité au feu de deux types de dalles de terrasse (en bois et en thermoplastique) face à des sources radiatives et à une attaque de brandons. Face au rayonnement, deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés : le premier à l'échelle du matériau et le second à l'échelle du produit. Les sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie reconstituée et leurs impacts sur la dégradation des matériaux de construction ont également été analysés à travers plusieurs échelles d'études. Finalement, le code de calcul WFDS a été utilisé dans le but de modéliser la combustion d'une haie à l'échelle du laboratoire.

Dans un premier temps, nous avons caractérisé les différents combustibles utilisés dans ces travaux, à savoir : les deux types de dalles de terrasses, les copeaux de bois utilisés pour modéliser les brandons, les branches de ciste utilisés pour reproduire les haies et la frisure de bois utilisée pour allumer les haies. Leur propriété thermo-physiques et physico-chimiques telles que leur composition élémentaire, leurs pouvoirs calorifiques supérieur et inférieur, leur masse volumique, leur rapport surface/volume, leur conductivité thermique ou leur capacité calorifique massique ont été déterminés.

La première partie de l'étude expérimentale s'est concentrée sur le comportement au feu des dalles de terrasse face à une source radiative à l'échelle matériau. Pour cela, des échantillons des deux dalles ont été soumis à des densités de flux radiatif comprises entre 9 et 50 kW/m<sup>2</sup> sous un cône calorimètre. A l'aide de ce dispositif, l'inflammabilité, la combustibilité, la production de fumée et la performance au feu des échantillons ont pu être analysés. Nous avons ainsi établi que les dalles en bois sont plus inflammables que celles en thermoplastique. Cependant, ces dernières sont plus combustibles, émettent plus de fumées et présentent un degré de dangerosité plus élevé.

Dans un second temps, nous avons analysé le comportement au feu des deux dalles entières à l'échelle produit en utilisant un panneau radiant à gaz imposant une densité de flux



radiatif comprise entre 11 et 40 kW/m<sup>2</sup>. Une calibration et une caractérisation du panneau ont été effectuées au préalable afin de définir le protocole expérimental. Les dalles en bois étant constituées de différentes lames, l'influence de l'orientation des dalles sur leur comportement au feu a été étudiée en adoptant deux configurations : une où les lames des dalles ont été orientées parallèlement au panneau radiant (configuration parallèle) et une où elles ont été orientées perpendiculairement (configuration perpendiculaire). L'inflammabilité, la combustibilité et la performance au feu des dalles ont été étudiées ainsi que la vitesse de propagation du feu et la hauteur des flammes. Il a notamment été mis en évidence que la configuration perpendiculaire est plus inflammable que la configuration parallèle en raison de sa plus forte surface exposée à la source de rayonnement. En comparant les deux types de dalles, nous avons obtenu une inflammabilité, une combustibilité et un degré de dangerosité plus important pour les dalles thermoplastiques.

En se basant sur les résultats obtenus aux deux échelles, nous nous sommes attachés à la compréhension de l'effet d'échelle sur le comportement au feu de ces deux matériaux. Cette étape n'a pas été aisée compte tenu de la variabilité des conditions expérimentales. En effet, à l'échelle matériau, la totalité de la surface des échantillons a été exposée au rayonnement alors qu'à l'échelle produit c'est principalement la tranche des dalles qui était exposée. Cette différence a notamment conduit au changement de comportement thermique des dalles en thermoplastique. Il a donc été difficile d'extraire des lois de changement d'échelle. Néanmoins, nous avons observé que l'inflammabilité des dalles en bois était liée au rapport entre la surface exposée et la surface de la source radiative aux deux échelles d'études. De plus, pour les deux types de dalles, le THR surfacique et l'efficacité de la combustion ne semblent pas influencés par l'effet d'échelle. Ainsi, l'échelle du cône pourrait être utilisée pour déterminer ces deux paramètres.

Nous avons poursuivi notre étude sur les deux dalles en analysant leur comportement au feu face à une attaque de brandons. Pour cela, nous avons utilisé des copeaux de bois de différentes tailles et formes. Au préalable, une étude consacrée à la réaction au feu des copeaux de bois a été réalisée. Il a notamment été mis en évidence que les copeaux de bois de la sous-classe C14 ont la plus grande capacité à entretenir les flammes. Une fois allumés, ces copeaux ont donc un potentiel élevé pour enflammer les matériaux combustibles après leur atterrissage. Dans la suite de l'étude, l'influence de la position des brandons sur l'allumage des dalles a été réalisée en considérant des brandons enflammés ou incandescents. Ainsi, les brandons ont été disposés au contact des dalles à différentes positions. Pour les dalles en bois, il s'agit de la surface, du bord de la dalle, des interstices et du pied de la dalle. Pour les dalles thermoplastiques, les brandons ont été placés en surface, contre le pied de la dalle ou sous les contours de la dalle. Notre étude a montré que les brandons incandescents ne permettaient pas d'allumer les dalles de terrasse étudiées. En revanche, avec des brandons enflammés, l'allumage des dalles est intervenu pour une masse minimale de brandons de 0,31 g pour le bois et 0,28 g pour le thermoplastique. Nous avons également mis en évidence le fait que l'allumage était favorisé par un positionnement des brandons au niveau des bords de la dalle, des interstices et des pieds pour les dalles de bois. Pour les dalles thermoplastiques, les pieds de dalle et les contours de la dalle constituent les positions menant à l'allumage.

Le comportement au feu des dalles après allumage par un brandon a également été évalué et comparé. Un brandon de la sous-classe C14, identifié comme ayant la plus grande capacité à maintenir les flammes, a été placé à des positions critiques permettant de suivre la propagation des flammes sur toute la longueur des deux dalles. Nous avons établi que l'inflammabilité des deux dalles était comparable même si l'allumage des dalles

thermoplastiques avait lieu avec un temps d'allumage moyen plus faible. En revanche, la combustibilité des dalles thermoplastiques était supérieure à celle des dalles en bois. En comparant les résultats obtenus avec les deux types de sollicitations thermiques (brandons et panneau radiant), nous avons constaté que la combustibilité des dalles était plus forte pour les expériences avec un allumage par panneau radiant. Toutefois, le fait que la combustibilité des dalles thermoplastiques soit supérieure à celle des dalles en bois pour les deux modes d'allumage laisse supposer que les comparaisons entre les matériaux thermoplastiques et lignocellulosiques pourrait être réalisées indépendamment de la manière de les allumer. Concernant l'inflammabilité, les deux modes d'allumage étudiés à l'échelle produit (brandons et panneau radiant) présentent des résultats identiques soulignant le fait que les dalles thermoplastiques s'allument plus vite que les dalles en bois.

Après avoir analysé le comportement au feu de matériaux utilisés dans l'habitat, nous nous sommes intéressés aux sollicitations thermiques engendrées par la combustion d'une haie de ciste. En effet, parmi la végétation pouvant être présente aux abords des constructions, les haies sont des vecteurs importants de propagation du feu et constituent donc un risque direct pour les habitations. Pour réaliser cette étude, une approche multi-échelle a été adoptée.

Dans un premier temps, nous avons reconstitué une haie de ciste à l'échelle du laboratoire. Pour cela, des branches ont été positionnées verticalement dans une cage métallique afin d'obtenir une masse volumique apparente de  $8,0 \text{ kg/m}^3$ , correspondant à celle d'une cistaie à l'état naturel. Pour allumer la haie, une litière de frisure de bois a été placée devant la haie. Un protocole expérimental utilisant des barquettes contenant de l'eau a été développé afin de recueillir les brandons émis lors de la combustion de la haie. Etant donné que les branches de ciste sont composées de différentes tailles de particules (feuilles et brindilles de différent diamètres), une caractérisation a été réalisée au préalable. Nous avons notamment relevé qu'avec une forte vitesse de croissance au feu (FIGRA) et une énergie totale dégagée (THR) importante, la haie pourrait significativement participer au développement de l'incendie. Grâce au protocole dédié à la récolte des brandons, la masse et la surface projetée de 179 brandons ont pu être déterminées. Ce protocole pourra ainsi être étendu à l'échelle du terrain.

A l'échelle du terrain, afin de se rapprocher des conditions réelles d'aménagement paysager, des haies de ciste de 6 m de long sur 1 m de large ont été étudiées. Deux hauteurs ont été considérées : 1 m et 2 m. La même masse volumique apparente que celle utilisée à l'échelle du laboratoire a été employée. Pour permettre à la haie de s'enflammer, une litière de frisure de bois a également été ajoutée devant la haie pour une configuration de terrain à plat. Les densités de flux radiatif et totale ont été mesurées à 3 m des haies. Cette distance a été choisie afin de se placer à la valeur minimale exigée dans les arrêtés de débroussaillage entre une haie et un élément de construction pour une haie de 1 m de haut. Par contre, avec la haie de 2 m, la distance haie/fluxmètres était inférieure à la valeur prescrite par les arrêtés de débroussaillage, à savoir 6 m. A l'aide de ces expériences, nous avons constaté que l'extension des flammes dépassait les 3 m, pour les deux hauteurs de haie, montrant qu'une distance réglementaire de 3 m entre les haies et les constructions est insuffisante pour éviter le contact du feu sur la façade d'une construction. De plus, il a été mis en évidence qu'en doublant la quantité de ciste et la hauteur de la haie, les pics de densités de flux et les doses thermiques sont en moyenne multipliés par 1,6. Les temps d'exposition que nous avons mesuré à 3 m de distance pour les deux hauteurs de haie se sont révélés suffisants pour provoquer l'endommagement du PVC rigide, de simple vitrage et des dalles de terrasses en bois. En plus de ces matériaux, la combustion des haies de 2 m pourrait également conduire à l'endommagement des dalles en thermoplastique si celles-ci étaient placées à 3 m de la haie.

A l'échelle de la parcelle, nous avons reproduit une configuration d'interface forêt/habitat afin d'étudier la vulnérabilité des dalles de terrasses en bois et de deux types d'ouvrants : une fenêtre en PVC et une fenêtre en aluminium. L'influence de la présence d'un volet au niveau des fenêtres a également été étudiée. Afin de respecter les arrêtés relatifs au débroussaillage, les ouvrants ont été placés à 3 m de la haie mesurant 6 m × 1 m. Pour la haie, nous avons utilisé la même charge volumique apparente que celle utilisée lors des expériences précédentes (à savoir 8,0 kg/m<sup>3</sup>). Les dalles de terrasse en bois ont été positionnées entre la haie et les ouvrants. L'ensemble haie/terrasse/ouvrants a été placé au-dessus d'une pente de 20° recouverte d'un lit de frisure de bois de 6 m x 10 m. Cette expérience reproduisant des conditions réelles a permis d'établir différentes observations. La pente a accentué les transferts thermiques radiatifs et convectifs en direction du végétal imbrulé, ce qui a conduit à une vitesse de propagation du front de flamme dans la frisure de bois importante. De ce fait, le front de feu a impacté la haie avec une puissance linéaire plus élevée que lors d'une propagation à plat. A l'approche du front de feu généré par la frisure, les particules de la haie ont été préchauffées de manière significative ce qui a entraîné des puissances maximales plus élevées. Les pics de densités de flux total et radiatif mesurés à une distance de 3 m de la haie ont en effet été en moyenne 2 fois plus élevées que ceux mesurés avec la même hauteur de haie pour une propagation à plat. Les doses thermiques total et radiatives mesurées pour la configuration en pente ont également été plus élevées que celles obtenues à plat pour la même hauteur de haie. En revanche, la phase de combustion intense était plus courte que dans le cas sans pente conduisant à des densités de flux maximales supérieures mais sur des temps plus faibles. Ces sollicitations thermiques ont conduit à la fissuration de la vitre du côté exposé pour la menuiserie en aluminium. Concernant la fenêtre en PVC, la température a été suffisante pour conduire à la fissuration de la vitre, à la fonte du cadre et à l'ouverture de la fenêtre. Toutefois, aucun endommagement n'a été observé pour le cadre et la vitre de la fenêtre en aluminium protégé par le volet. Enfin, les dalles de terrasse en bois situées entre la haie et les fenêtres se sont allumées par contact direct avec le front de flamme. Sur la base de nos constatations, nous avons pu établir deux préconisations afin d'abaisser la vulnérabilité des constructions lors d'incendie de végétation :

- La pose de volet systématique sur les façades susceptibles d'être exposées à un incendie de végétation
- Le remplacement des menuiseries PVC par des menuiseries en aluminium.

Ces travaux vont se poursuivre dans le cadre du projet INTERMED. Nous avons en effet prévu de réaliser de nouvelles expériences en étudiant la réaction au feu de menuiseries en situation réelle, c'est-à-dire intégrées à une construction. Ces expériences prévoient également le test des menuiseries en bois et l'utilisation de volets en bois et en PVC.

L'objectif expérimental atteint, nous avons ensuite abordé l'aspect numérique. La modélisation de la combustion des haies à l'échelle du laboratoire a été réalisée à l'aide du code de calcul WFDS. Ce code permet de résoudre les mécanismes fins de la propagation en résolvant distinctement les équations de conservation pour la phase gazeuse et la phase solide ainsi que l'équation de transfert radiatif. Les différents combustibles végétaux ou structurels tels que les matériaux des habitations peuvent être modélisés avec ce code. Il permet également de calculer les échanges radiatifs et convectifs, ce qui est essentiel pour évaluer la vulnérabilité des constructions. La combustion a été représentée par un modèle basé sur des lois d'Arrhenius. L'ensemble des conditions initiales du modèle a été défini à partir des données expérimentales.

Lors des expériences réalisées avec les haies, ces dernières ont été allumées par un front de feu se propageant dans une litière de frisure de bois. Ainsi, une étude préliminaire sur la capacité de WFDS à prédire la dynamique d'un feu dans de la frisure a d'abord été réalisée, en confrontant les simulations à des expériences dédiées. Pour cela, nous avons reproduit la propagation d'un front de feu dans une litière de frisure de bois en présence d'une pente ascendante de 20°. Deux charges de combustible, à savoir 0,318 et 0,617 kg/m<sup>2</sup> ont été examinées. Nous avons notamment obtenu une bonne prédiction de la dynamique de combustion de la frisure de bois pendant la phase de combustion quasi-stationnaire. Les valeurs prédites concernant les propriétés du front de flamme et la vitesse de propagation étaient également proches des valeurs mesurées expérimentalement. De plus, pour les deux charges de combustible, les simulations ont également représenté correctement l'augmentation de la densité de flux radiatif. Pour 0,318 kg/m<sup>2</sup>, la densité de flux radiatif maximale prédite était proche de la valeur expérimentale. En revanche, les simulations ont surestimé de manière significative la densité de flux radiatif maximale pour la charge de 0,617 kg/m<sup>2</sup>. Cette mauvaise prédiction était due à la surestimation du HRR juste avant la phase d'extinction.

Finalement, les expériences concernant la combustion des haies de ciste à l'échelle du laboratoire ont été modélisées en prenant en compte les différentes classes de particules. La transition du feu entre la frisure et la haie de ciste a bien été représentée par le modèle numérique. La combustion de la haie était également globalement bien prédite par le modèle avant l'effondrement expérimental des brindilles. En effet, il n'est pas possible avec WFDS de modéliser cette phase. De plus, il a été observé que l'extinction des particules était trop rapide en raison d'une surestimation du refroidissement des particules par l'air frais. Cette mauvaise représentation de la phase d'extinction conduit également à une sous-estimation de la densité de flux en fin d'expérience. Néanmoins, les différences observées entre les expériences et les simulations sur la fin de la combustion des haies ont finalement peu d'effet sur l'évaluation de l'impact du feu sur les cibles étant donné que les principaux dommages ont lieu durant la phase de croissance du feu.

Ainsi, ce travail a permis d'apporter des connaissances sur la vulnérabilité des matériaux face aux incendies de végétation dans les interfaces forêt/habitat. Cette étude apporte des données expérimentales qui peuvent être utilisées dans les modèles physiques détaillés pour l'amélioration des prédictions du comportement au feu des végétaux et leur impact sur les structures. Le modèle de combustion de haie proposé dans cette étude produit des résultats proches des données expérimentales. Sur la base de ces résultats et dans le cadre du projet INTERMED, le modèle est en train d'être étendu à l'échelle du terrain en utilisant les données expérimentales présentées précédemment. Par la suite, nous avons également l'intention d'étudier expérimentalement et numériquement le comportement au feu de haies avec des teneurs en eau plus proches des conditions réelles, que ce soit à l'échelle du laboratoire ou du terrain.

## Références

- [1] International Association of Wildland Fire, **WUI fact sheet**, (2013).  
[https://www.ci.chehalis.wa.us/sites/default/files/fileattachments/fire/page/1631/wui\\_fact\\_sheet\\_08012013.pdf](https://www.ci.chehalis.wa.us/sites/default/files/fileattachments/fire/page/1631/wui_fact_sheet_08012013.pdf)
- [2] M. Gollner, R. Hakes, S. Caton, K. Kohler, **Pathways for Building Fire Spread at the Wildland Urban Interface**, (2015).  
<https://www.nfpa.org/-/media/Files/News-and-Research/Fire-statistics-and-reports/Emergency-responders/RFPPathwaysForBuildingFireSpreadWUI.ashx>
- [3] C. Lampin, M. Jappiot, J-P. Ferrier, **Modélisation du risque incendie de forêt dans les interfaces habitats-forêts**, (2011). Revue Science Eaux & Territoires, article hors-série, 12 p., 01/01/2011,  
[http://www.set-revue.fr/sites/default/files/articles/pdf/03\\_Lampin.pdf](http://www.set-revue.fr/sites/default/files/articles/pdf/03_Lampin.pdf)
- [4] S.L. Manzello, T. Yamada, A. Jeffers, Y. Ohmiya, K. Himoto, A. Carlos Fernandez-Pello, **Summary of workshop for fire structure interaction and urban and wildland-urban interface (WUI)**, Fire Safety Journal. 59 (2013) 122–131.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.03.021>
- [5] J. Laranjeira, H. Cruz, **Building vulnerabilities to fires at the wildland urban interface**, presented at the 2014, Coimbra, (2014).  
[https://www.researchgate.net/publication/268630198\\_Building\\_vulnerabilities\\_to\\_fires\\_at\\_the\\_wildland\\_urban\\_interface](https://www.researchgate.net/publication/268630198_Building_vulnerabilities_to_fires_at_the_wildland_urban_interface)
- [6] R.O. Weber, **Modelling fire spread through fuel beds**, Progress in Energy and Combustion Science. 17 (1991) 67–82.  
[https://doi.org/10.1016/0360-1285\(91\)90003-6](https://doi.org/10.1016/0360-1285(91)90003-6)
- [7] H.E. Anderson, **Forest fuel ignitibility**, Fire Technol. 6 (1970) 312–319.  
<https://doi.org/10.1007/BF02588932>
- [8] RE. Martin, DA. Gordon, MA. Gutierrez, DS. Lee, DM. Molina , A. Robert, DB. Sapsis, SL. Stephens, M. Chambers, **Assessing the flammability of domestic and wildland vegetation**, 1993. 12th Conference on Fire and Forest Meteorology At: Jekyll Island, GA, USA Volume: pages 26-28  
<https://doi.org/10.13140/RG.2.1.3999.3680>
- [9] Arrêté du 21 novembre 2002 relatif à la réaction au feu des produits de construction et d'aménagement | Legifrance.  
<https://www.legifrance.gouv.fr/affichTexte.do?cidTexte=LEGITEXT000020397555>
- [10] NF EN ISO 1182 - Février 2013, Essais de réaction au feu de produits - Essai d'incombustibilité  
<https://www.boutique.afnor.org/norme/nf-en-iso-1182/essais-de-reaction-au-feu-de-produits-essai-dincombustibilite/article/651429/fa154703>

- [11] NF EN ISO 1716 - Juillet 2018, Détermination du pouvoir calorifique supérieur  
<https://www.boutique.afnor.org/norme/nf-en-iso-1716/essais-de-reaction-au-feu-de-produits-determination-du-pouvoir-calorifique-superieur-valeur-calorifique/article/902157/fa187232>.
- [12] NF EN ISO 11925-2 - Février 2013, Allumabilité des produits de bâtiment soumis à l'incidence directe de la flamme  
<https://www.boutique.afnor.org/norme/nf-en-iso-11925-2/essais-de-reaction-au-feu-allumabilite-des-produits-soumis-a-l-incidence-directe-de-la-flamme-partie-2-essai-a-l-aide-d-une-sour/article/760863/fa154706>.
- [13] NF EN 13823 - Décembre 2002, Essais de réaction au feu des produits de construction - Produits de construction à l'exclusion des revêtements de sol exposés à une sollicitation thermique provoquée par un objet isolé en feu  
<https://www.boutique.afnor.org/norme/nf-en-13823/essais-de-reaction-au-feu-des-produits-de-construction-produits-de-construction-a-l-exclusion-des-revetements-de-sol-exposes-a-u/article/694686/fa112665>.
- [14] NF EN ISO 9239-1 - Février 2013, Essais de réaction au feu des revêtements de sol - Partie 1 : détermination du comportement au feu à l'aide d'une source de chaleur rayonnante  
<https://www.boutique.afnor.org/norme/nf-en-iso-9239-1/essais-de-reaction-au-feu-des-revetements-de-sol-partie-1-determination-du-comportement-au-feu-a-l-aide-d-une-source-de-chal/article/743573/fa154705>.
- [15] J.-B. Tramoni, **Etude expérimentale et numérique du comportement au feu de végétaux**, Theses, Université de CORSE - Pascal PAOLI; Ecole doctorale Environnement et Société ; UMR CNRS 6134 SPE, 2018.
- [16] L. Leonelli, **Caractérisation des fumées issues de feux de végétation contrôlés : termes sources, phases d'émission et impact sur les opérationnels**, Theses, Université de CORSE - Pascal PAOLI; Ecole doctorale Environnement et Société ; UMR CNRS 6134 SPE, 2018.  
<https://hal.archives-ouvertes.fr/tel-02404334>.
- [17] Standards Australia - Standard Organisation in Australia, Standards Australia.  
<https://www.standards.org.au/>.
- [18] 2021 International Wildland-Urban Interface Code (IWUIC) | ICC Digital Codes.  
<https://codes.iccsafe.org/content/IWUIC2021P1>.
- [19] NFPA 1141: Standard for Fire Protection Infrastructure for Land Development in Wildland, Rural, and Suburban Areas.  
<https://www.nfpa.org/codes-and-standards/all-codes-and-standards/list-of-codes-and-standards/detail?code=1141>.
- [20] NFPA 1142, Standard on Water Supplies for Suburban and Rural Fire Fighting.  
<https://catalog.nfpa.org/NFPA-1142-Standard-on-Water-Supplies-for-Suburban-and-Rural-Fire-Fighting-P1412.aspx>.

- [21] NFPA 1143: Standard for Wildland Fire Management.  
<https://www.nfpa.org/codes-and-standards/all-codes-and-standards/list-of-codes-and-standards/detail?code=1143>.
- [22] NFPA 1144: Standard for Reducing Structure Ignition Hazards from Wildland Fire.  
<https://www.nfpa.org/codes-and-standards/all-codes-and-standards/list-of-codes-and-standards/detail?code=1144>.
- [23] U.S.F.A, Implementation Guidelines for Executive Order 13728 Wildland-Urban Interface Federal Risk Management, in: Homeland Security Digital Library, United States Fire Administration, 1969.  
<http://www.usfa.fema.gov>
- [24] Firewise Toolkit | Forest Fire Facts.  
[https://forestfirefacts.org/resource\\_links/firewise-toolkit/](https://forestfirefacts.org/resource_links/firewise-toolkit/).
- [25] H.A. Kramer, M.H. Mockrin, P.M. Alexandre, S.I. Stewart, V.C. Radeloff, H.A. Kramer, M.H. Mockrin, P.M. Alexandre, S.I. Stewart, V.C. Radeloff, **Where wildfires destroy buildings in the US relative to the wildland–urban interface and national fire outreach programs**, Int. J. Wildland Fire. 27 (2018) 329–341.  
<https://doi.org/10.1071/WF17135>.
- [26] J. Cohen, **The wildland-urban interface fire problem: A consequence of the fire exclusion paradigm**, Forest History Today. Fall: 20-26. (2008) 20–26.  
<https://www.fs.usda.gov/treesearch/pubs/33787>
- [27] Mitigation Monday – Addressing Your Home Ignition Zone – Town of Nederland, Colorado.  
<https://nederlandco.org/mitigation-monday-addressing-your-home-ignition-zone/>.
- [28] Council Regulation (EEC) No. 2158/92 on the protection of the Community’s forests against fire., (n.d.).  
<https://www.ecolex.org/details/legislation/council-regulation-eec-no-215892-on-the-protection-of-the-communitys-forests-against-fire-lex-faoc019102/>
- [29] Note technique du 29 juillet 2015 relative à la prise en compte du risque incendie de forêt dans les documents de prévention et d’aménagement du territoire - Légifrance.  
<https://www.legifrance.gouv.fr/circulaire/id/39929>.
- [30] Arrête n° 2008-336-1 du 1 dec. 2008 relatif à la prévention des incendies de forêts « débroussaillage et maintien en état débroussaillé » dans le département de la Haute-Corse.  
[http://www.corse-du-sud.gouv.fr/IMG/pdf/AP2008-336-1\\_signe2B\\_cle7cdc1e.pdf](http://www.corse-du-sud.gouv.fr/IMG/pdf/AP2008-336-1_signe2B_cle7cdc1e.pdf)
- [31] Arrête n° 2012-338-0004 du 3 dec. 2012 relatif au débroussaillage légal en Corse-du-Sud  
[http://www.corse-du-sud.gouv.fr/IMG/pdf/Arrete\\_prefectoral\\_cle55c771.pdf](http://www.corse-du-sud.gouv.fr/IMG/pdf/Arrete_prefectoral_cle55c771.pdf)

- [32] A.L. Sullivan, A.L. Sullivan, **Wildland surface fire spread modelling, 1990–2007. 1: Physical and quasi-physical models**, *Int. J. Wildland Fire*. 18 (2009) 349–368.  
<https://doi.org/10.1071/WF06143>.
- [33] A.L. Sullivan, A.L. Sullivan, **Wildland surface fire spread modelling, 1990–2007. 2: Empirical and quasi-empirical models**, *Int. J. Wildland Fire*. 18 (2009) 369–386.  
<https://doi.org/10.1071/WF06142>.
- [34] A.L. Sullivan, **A review of wildland fire spread modelling, 1990-present 3: Mathematical analogues and simulation models**, *Int. J. Wildland Fire*. 18 (2009) 387.  
<https://doi.org/10.1071/WF06144>.
- [35] A.G. McArthur, **Weather and grassland fire behaviour**, Forestry and Timber Bureau, Canberra, 1966.
- [36] R. Rothermel, **A mathematical model for predicting fire spread in wildland fuels**, Res. Pap. INT-115. Ogden, UT: U.S. Department of Agriculture, Intermountain Forest and Range Experiment Station. 40 p. (1972)  
<https://www.fs.usda.gov/treearch/pubs/32533>
- [37] P. Andrews. 1986. **BEHAVE: fire behavior prediction and fuel modeling system-BURN Subsystem**, part 1. General Technical Report INT-194. Ogden, UT: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Intermountain Research Station. 130 p.  
<https://doi.org/10.2737/INT-GTR-194>
- [38] M. Salis, B. Arca, V. Bacciu, P. Duce, D. Spano, **Assessment of Fire Severity in a Mediterranean Area using FlamMap Simulator**, 2009. Conference: VIII Symposium on Fire and Forest Meteorology At: Kalispell, Montana  
[https://www.researchgate.net/publication/271588323\\_Assessment\\_of\\_Fire\\_Severity\\_in\\_a\\_Mediterranean\\_Area\\_using\\_FlamMap\\_Simulator](https://www.researchgate.net/publication/271588323_Assessment_of_Fire_Severity_in_a_Mediterranean_Area_using_FlamMap_Simulator)
- [39] J.-H. Balbi, J.-L. Rossi, T. Marcelli, P.-A. Santoni, **A 3d Physical Real-Time Model of Surface Fires Across Fuel Beds**, *Combustion Science and Technology*. 179 (2007) 2511–2537.  
<https://doi.org/10.1080/00102200701484449>.
- [40] P.-A. Santoni, J.-B. Filippi, J.-H. Balbi, F. Bosseur, **Wildland Fire Behaviour Case Studies and Fuel Models for Landscape-Scale Fire Modeling**, *Journal of Combustion*. 2011 (2011) e613424.  
<https://doi.org/10.1155/2011/613424>.
- [41] A.M. Grishin, **Mathematical modeling of forest fires and new methods of fighting them**, Publishing House of the Tomsk State University, Tomsk, 1997.
- [42] W. Mell, M.A. Jenkins, J. Gould, P. Cheney, **A physics-based approach to modelling grassland fires**, *International Journal of Wildland Fire*. 16 (2007) 1–22.  
<https://doi.org/10.1071/WF06002>.



- [43] D. Morvan, J.L. Dupuy, **Modeling the propagation of a wildfire through a Mediterranean shrub using a multiphase formulation**, *Combustion and Flame*. 138 (2004) 199–210.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2004.05.001>.
- [44] D. Morvan, N. Frangieh, **Wildland fires behaviour: Wind effect versus Byram's convective number and consequences upon the regime of propagation**, *International Journal of Wildland Fire*. 27 (2018) 636–641.  
<https://doi.org/10.1071/WF18014>.
- [45] R. Linn, J. Reisner, J.J. Colman, J. Winterkamp, **Studying wildfire behavior using FIRETEC**, *International Journal of Wildland Fire*. 11 (2002) 233.  
<https://doi.org/10.1071/wf02007>.
- [46] K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, C. Weinschenk, K. Overholt, *Fire Dynamics Simulator User's Guide*, NIST Special Publication. (2013) 288.  
[https://tsapps.nist.gov/publication/get\\_pdf.cfm?pub\\_id=913619](https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=913619)
- [47] B. Porterie, D. Morvan, M. Larini, J.C. Loraud, **Wildfire propagation: A two-dimensional multiphase approach**, *Combust Explos Shock Waves*. 34 (1998) 139–150.  
<https://doi.org/10.1007/BF02672813>.
- [48] W. Mell, A. Maranghides, R. McDermott, S. Manzello, **Numerical simulation and experiments of burning Douglas fir trees**, *Combustion and Flame*. 156 (2009) 2023–2041.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2009.06.015>.
- [49] X. Sánchez-Monroy, W. Mell, J. Torres-Arenas, B.W. Butler, **Fire spread upslope: Numerical simulation of laboratory experiments**, *Fire Safety Journal*. 108 (2019) 102844.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.102844>.
- [50] K. Overholt, J.-M. Cabrera, A. Kurzawski, M. Koopersmith, O. Ezekoye, **Characterization of Fuel Properties and Fire Spread Rates for Little Bluestem Grass**, *Fire Technology*. 50 (2014).  
<https://doi.org/10.1007/s10694-012-0266-9>.
- [51] K.J. Overholt, A.J. Kurzawski, J. Cabrera, M. Koopersmith, O.A. Ezekoye, **Fire behavior and heat fluxes for lab-scale burning of little bluestem grass**, *Fire Safety Journal*. 67 (2014) 70–81.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2014.05.007>.
- [52] D.C. Castle, **Numerical modeling of laboratory-scale surface-to-crown fire transition**. ProQuest Dissertations And Theses; Thesis (M.S.)--San Diego State University, 2015.; Publication Number: AAT 1584209; ISBN: 9781321572711; Source: Masters Abstracts International, Volume: 54-03.; 109 p.  
<https://ui.adsabs.harvard.edu/abs/2015PhDT.....9C>

- [53] Y. Perez-Ramirez, P.-A. Santoni, T. Jean-Baptiste, W. Mell, **Numerical simulations of spreading fires in a large-scale calorimeter: the influence of the experimental configuration**, (2014), VII International Conference on Forest Fire Research.  
[https://doi.org/10.14195/978-989-26-0884-6\\_42](https://doi.org/10.14195/978-989-26-0884-6_42).
- [54] F. Morandini, P.A. Santoni, J.B. Tramoni, W.E. Mell, **Experimental investigation of flammability and numerical study of combustion of shrub of rockrose under severe drought conditions**, *Fire Safety Journal*. 108 (2019) 102836.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.102836>.
- [55] L. Terrei, A. Lamorlette, A. Ganteaume, **Modelling the fire propagation from the fuel bed to the lower canopy of ornamental species used in wildland–urban interfaces**, *International Journal of Wildland Fire*. 28 (2019) 113.  
<https://doi.org/10.1071/WF18090>.
- [56] W. Mell, M.A. Jenkins, J. Gould, P. Cheney, **A physics-based approach to modelling grassland fires**, *International Journal of Wildland Fire*. 16 (2007) 1.  
<https://doi.org/10.1071/WF06002>.
- [57] E. Mueller, W. Mell, A. Simeoni, **Large eddy simulation of forest canopy flow for wildland fire modeling**, *Canadian Journal of Forest Research*. 44 (2014) 1534–1544.  
<https://doi.org/10.1139/cjfr-2014-0184>.
- [58] P. Bufacchi, G. Krieger, W. Mell, E. Alvarado, J. dos Santos, J. Carvalho, **Numerical simulation of surface forest fire in Brazilian Amazon**, *Fire Safety Journal*. 79 (2016) 44–56.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2015.11.014>.
- [59] C.M. Hoffman, J. Ziegler, J. Canfield, R.R. Linn, W. Mell, C.H. Sieg, F. Pimont, **Evaluating crown fire rate of spread predictions from physics-based models**, *Fire Technology*. (2015).  
<https://doi.org/10.1007/s10694-015-0500-3>.
- [60] K. Moinuddin, D. Sutherland, W. Mell, **Simulation study of grass fire using a physics-based model: Striving towards numerical rigour and the effect of grass height on the rate of spread**, *International Journal of Wildland Fire*. 27 (2018).  
<https://doi.org/10.1071/WF17126>.
- [61] K.A.M. Moinuddin, D. Sutherland, **Modelling of tree fires and fires transitioning from the forest floor to the canopy with a physics-based model**, *Mathematics and Computers in Simulation*. 175 (2020) 81–95.  
<https://doi.org/10.1016/j.matcom.2019.05.018>.
- [62] V. Tihay, F. Morandini, P.-A. Santoni, Y. Perez-Ramirez, T. Barboni, **Combustion of forest litters under slope conditions: Burning rate, heat release rate, convective and radiant fractions for different loads**, *Combustion and Flame*. 161 (2014) 3237–3248.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2014.06.003>.

- [63] R.C. Rothermel, H.E. Anderson, **Fire spread characteristics determined in the laboratory**, (1966) 41. Res. Pap. INT-RP-30. Ogden, UT: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Intermountain Forest and Range Experiment Station. 34 p  
[https://www.fs.fed.us/rm/pubs\\_int/int\\_rp030.pdf](https://www.fs.fed.us/rm/pubs_int/int_rp030.pdf)
- [64] F. Morandini, Y. Perez-Ramirez, V. Tihay, P.A. Santoni, T. Barboni, **Radiant, convective and heat release characterization of vegetation fire**, International Journal of Thermal Sciences. 70 (2013) 83–91.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.03.011>
- [65] F. Albini, E. Reinhardt, **Modeling Ignition and Burning Rate of Large Woody Natural Fuels**, International Journal of Wildland Fire. 5 (1995) 81.  
<https://doi.org/10.1071/WF9950081>.
- [66] P.-A. Santoni, F. Morandini, T. Barboni, **Steady and Unsteady Fireline Intensity of Spreading Fires at Laboratory Scale**, The Open Thermodynamics Journal. 4 (2010).  
<https://doi.org/10.2174/1874396X01004010212>.
- [67] P. Vacca, D. Caballero, E. Pastor, E. Planas, **WUI fire risk mitigation in Europe: A performance-based design approach at home-owner level**, Journal of Safety Science and Resilience. 1 (2020) 97–105.  
<https://doi.org/10.1016/j.jnlssr.2020.08.001>.
- [68] V. Babrauskas, G. Chastagner, E. Stauss, Flammability of Cut Christmas Trees, (2001) 29. IAAI Annual General Meeting  
<https://doctorfire.com/pages/ChristmasTreeFires.pdf>
- [69] V. Babrauskas, **Effective heat of combustion for flaming combustion of conifers**, Canadian Journal of Forest Research-Revue Canadienne De Recherche Forestiere - CAN J FOREST RES. 36 (2006) 659–663.  
<https://doi.org/10.1139/x05-253>.
- [70] G.H. Damant, S. Nurbakhsh, **Christmas trees—what happens when they ignite?**, Fire and Materials. 18 (1994) 9–16.  
<https://doi.org/10.1002/fam.810180103>.
- [71] D.W. Stroup, L. DeLauter, J. Lee, G. Roadarmel, **Scotch Pine Christmas Tree Fire Tests**, (1999) 29.  
[https://tsapps.nist.gov/publication/get\\_pdf.cfm?pub\\_id=907753](https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=907753)
- [72] A.I. Ahonen, M. Kokkala, H. Weckman, **Burning characteristics of potential ignition sources of room fires**, Technical Research Centre of Finland, Fire Technology Laboratory, 1984.  
<http://www.firebid.umd.edu/docs/Ahonen%20-%20Burning%20Characteristics%20of%20Potential%20Ignition%20Sources%20of%20Room%20Fires.pdf>

- [73] D.D. Evans, R.G. Rehm, E.S. Baker, **Physics-based modeling for WUI fire spread - simplified model algorithm for ignition of structures by burning vegetation**, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, 2004.  
<https://doi.org/10.6028/NIST.IR.7179>.
- [74] D. Madrzykowski, **Impact of a residential sprinkler on the heat release rate of a Christmas tree fire**, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, 2008.  
<https://doi.org/10.6028/NIST.IR.7506>.
- [75] K. Zhou, J. Jia, J. Zhu, **Experimental research on the burning behavior of dragon juniper tree**, *Fire and Materials*. 42 (2018) 173–182.  
<https://doi.org/10.1002/fam.2469>.
- [76] E.S. Baker, **Burning Characteristics of Individual Douglas-Fir Trees in the Wildland/Urban Interface**, (2011).  
<https://www.semanticscholar.org/paper/Burning-Characteristics-of-Individual-Douglas-Fir-Baker/bc39b644a3286de83f92427afeb2c5138bbc112a>.
- [77] R.H. White, D. DeMars, M. Bishop, **Flammability of Christmas Trees and Other Vegetation**, (1997) 14. Proceedings of the International Conference On Fire Safety, volume Twenty-four  
<https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/pdf1997/white97b.pdf>
- [78] V. Wagner, C. E, **Flammability of Christmas Trees**, (1963).  
<https://era.ed.ac.uk/handle/1842/5718>.
- [79] J. Li, S. Mahalingam, D.R. Weise, J. Li, S. Mahalingam, D.R. Weise, **Experimental investigation of fire propagation in single live shrubs**, *Int. J. Wildland Fire*. 26 (2017) 58–70.  
<https://doi.org/10.1071/WF16042>.
- [80] W. Tachajapong, J. Lozano, S. Mahalingam, X. Zhou, D.R. Weise, **An Investigation of Crown Fuel Bulk Density Effects on the Dynamics of Crown Fire Initiation in Shrublands 1**, *Combustion Science and Technology*. 180 (2008) 593–615.  
<https://doi.org/10.1080/00102200701838800>.
- [81] J. Madrigal, E. Marino, M. Guijarro, C. Hernando, C. Díez, **Evaluation of the flammability of gorse (*Ulex europaeus* L.) managed by prescribed burning**, *Annals of Forest Science*. 69 (2012) 387–397.  
<https://doi.org/10.1007/s13595-011-0165-0>.
- [82] X. Silvani, F. Morandini, **Fire spread experiments in the field: Temperature and heat fluxes measurements**, *Fire Safety Journal*. 44 (2009) 279–285.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2008.06.004>.
- [83] N. Cheney, J. Gould, W. Anderson, **The Influence Of Fuel, Weather And Fire Shape Variables On Fire-Spread In Grasslands**, *International Journal of Wildland Fire - INT J WILDLAND FIRE*. 3 (1993).

- <https://doi.org/10.1071/WF9930031>.
- [84] N. Cheney, J. Gould, **Fire Growth in Grassland Fuels**, International Journal of Wildland Fire - INT J WILDLAND FIRE. 5 (1995).  
<https://doi.org/10.1071/WF9950237>.
- [85] D. Viegas, M. Cruz, L. Ribeiro, A. Silva, A. Ollero, B. Arrue, J.R. Martinez-de Dios, F. Gómez-Rodríguez, L. Merino, A. Miranda, P. Santos, **Gestosa Fire Spread Experiments**, 2002. Conference: IV International Conference on Forest Fire Research / 2002 Wildland Fire Safety SummitAt: Luso, Portugal
- [86] P.A. Santoni, A. Simeoni, J.L. Rossi, F. Bosseur, F. Morandini, X. Silvani, J.H. Balbi, D. Cancellieri, L. Rossi, **Instrumentation of wildland fire: Characterisation of a fire spreading through a Mediterranean shrub**, Fire Safety Journal. 41 (2006) 171–184.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.11.010>.
- [87] F. Morandini, X. Silvani, F. Morandini, X. Silvani, **Experimental investigation of the physical mechanisms governing the spread of wildfires**, Int. J. Wildland Fire. 19 (2010) 570–582.  
<https://doi.org/10.1071/WF08113>.
- [88] M.G. Cruz, B.W. Butler, D.X. Viegas, P. Palheiro, **Characterization of flame radiosity in shrubland fires**, Combustion and Flame. 158 (2011) 1970–1976.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2011.03.002>.
- [89] E.V. Mueller, N. Skowronski, J.C. Thomas, K. Clark, M.R. Gallagher, R. Hadden, W. Mell, A. Simeoni, **Local measurements of wildland fire dynamics in a field-scale experiment**, Combustion and Flame. 194 (2018) 452–463.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2018.05.028>.
- [90] B. Butler, J. Cohen, D. Latham, R. Schuette, P. Sopko, K. Shannon, D. Jimenez, L. Bradshaw, **Measurements of radiant emission power and temperature in crown fires**, Canadian Journal of Forest Research-Revue Canadienne De Recherche Forestiere - CAN J FOREST RES. 34 (2004) 1577–1587.  
<https://doi.org/10.1139/x04-060>.
- [91] F. Morandini, X. Silvani, L. Rossi, P.-A. Santoni, A. Simeoni, J.-H. Balbi, J. Louis Rossi, T. Marcelli, **Fire spread experiment across Mediterranean shrub: Influence of wind on flame front properties**, Fire Safety Journal. 41 (2006) 229–235.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.01.006>.
- [92] C.B. Clements, S. Zhong, S. Goodrick, J. Li, B.E. Potter, X. Bian, W.E. Heilman, J.J. Charney, R. Perna, M. Jang, D. Lee, M. Patel, S. Street, G. Aumann, **Observing the Dynamics of Wildland Grass Fires: FireFlux—A Field Validation Experiment**, Bulletin of the American Meteorological Society. 88 (2007) 1369–1382.  
<https://doi.org/10.1175/BAMS-88-9-1369>.
- [93] B. Porterie, J.-L. Consalvi, J.-C. Loraud, F. Giroud, C. Picard, **Dynamics of wildland fires and their impact on structures**, Combustion and Flame. 149 (2007) 314–328.

- <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2006.12.017>.
- [94] X. Silvani, F. Morandini, J.-F. Muzy, **Wildfire spread experiments: Fluctuations in thermal measurements**, International Communications in Heat and Mass Transfer. 36 (2009) 887–892.  
<https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2009.06.008>.
- [95] D. Frankman, B.W. Webb, B.W. Butler, D. Jimenez, J.M. Forthofer, P. Sopko, K.S. Shannon, J.K. Hiers, R.D. Ottmar, D. Frankman, B.W. Webb, B.W. Butler, D. Jimenez, J.M. Forthofer, P. Sopko, K.S. Shannon, J.K. Hiers, R.D. Ottmar, **Measurements of convective and radiative heating in wildland fires**, Int. J. Wildland Fire. 22 (2012) 157–167.  
<https://doi.org/10.1071/WF11097>.
- [96] D. Frankman, B.W. Webb, B.W. Butler, D. Jimenez, M. Harrington, D. Frankman, B.W. Webb, B.W. Butler, D. Jimenez, M. Harrington, **The effect of sampling rate on interpretation of the temporal characteristics of radiative and convective heating in wildland flames**, Int. J. Wildland Fire. 22 (2012) 168–173.  
<https://doi.org/10.1071/WF12034>.
- [97] B.M. Wotton, J.S. Gould, W.L. McCaw, N.P. Cheney, S.W. Taylor, B.M. Wotton, J.S. Gould, W.L. McCaw, N.P. Cheney, S.W. Taylor, **Flame temperature and residence time of fires in dry eucalypt forest**, Int. J. Wildland Fire. 21 (2011) 270–281.  
<https://doi.org/10.1071/WF10127>.
- [98] M.B. Dickinson, A.T. Hudak, T. Zajkowski, E.L. Loudermilk, W. Schroeder, L. Ellison, R.L. Kremens, W. Holley, O. Martinez, A. Paxton, B.C. Bright, J. O’Brien, B. Hornsby, C. Ichoku, J. Faulring, A. Gerace, D. Peterson, J. Mauceri, **Measuring radiant emissions from entire prescribed fires with ground, airborne and satellite sensors - RxCADRE 2012**, International Journal of Wildland Fire. 25: 48-61. 25 (2016) 48–61.  
<https://doi.org/10.1071/WF15090>.
- [99] A.T. Hudak, M.B. Dickinson, B.C. Bright, R.L. Kremens, E.L. Loudermilk, J.J. O’Brien, B.S. Hornsby, R.D. Ottmar, **Measurements relating fire radiative energy density and surface fuel consumption - RxCADRE 2011 and 2012**, International Journal of Wildland Fire. 25: 25-37. 25 (2016) 25–37.  
<https://doi.org/10.1071/WF14159>.
- [100] M.G. Cruz, R.J. Hurley, R. Bessell, A.L. Sullivan, M.G. Cruz, R.J. Hurley, R. Bessell, A.L. Sullivan, **Fire behaviour in wheat crops – effect of fuel structure on rate of fire spread**, Int. J. Wildland Fire. 29 (2020) 258–271.  
<https://doi.org/10.1071/WF19139>.
- [101] J. Johnston, M. Wooster, R. Paugam, X. Wang, T. Lynham, L. Johnston, **Direct estimation of Byram’s fire intensity from infrared remote sensing imagery**, International Journal of Wildland Fire. 26 (2017) 668–684.  
<https://doi.org/10.1071/WF16178>.

- [102] R.L. Kremens, M.B. Dickinson, A.S. Bova, **Radiant flux density, energy density, and fuel consumption in mixed-oak forest surface fires**, *International Journal of Wildland Fire*. 21: 722-730. 21 (2012) 722–730.  
<https://doi.org/10.1071/WF10143>.
- [103] G. BYRAM, **Combustion of forest fuels**, *Forest Fire : Control and Use*. (1959) 61–89. Pages 61-89 In: Davis, K. P., editor.  
[https://www.frames.gov/documents/behaveplus/publications/Byram\\_1959\\_CombustionOfForestFuels.pdf](https://www.frames.gov/documents/behaveplus/publications/Byram_1959_CombustionOfForestFuels.pdf)
- [104] P. Fernandes, **Fire spread prediction in shrub fuels in Portugal**, *Forest Ecology and Management*. 144 (2001) 67–74.  
[https://doi.org/10.1016/S0378-1127\(00\)00363-7](https://doi.org/10.1016/S0378-1127(00)00363-7).
- [105] E. Bilgili, B. Sağlam, **Fire behavior in maquis fuels in Turkey**, *Forest Ecology and Management*. 184 (2003) 201–207.  
[https://doi.org/10.1016/S0378-1127\(03\)00208-1](https://doi.org/10.1016/S0378-1127(03)00208-1).
- [106] B.J. Stocks, M.E. Alexander, B.M. Wotton, C.N. Stefner, M.D. Flannigan, S.W. Taylor, N. Lavoie, J.A. Mason, G.R. Hartley, M.E. Maffey, G.N. Dalrymple, T.W. Blake, M.G. Cruz, R.A. Lanoville, **Crown fire behaviour in a northern jack pine – black spruce forest**, *Can. J. For. Res.* 34 (2004) 1548–1560.  
<https://doi.org/10.1139/x04-054>.
- [107] B.J. Stocks, M.E. Alexander, R.A. Lanoville, **Overview of the International Crown Fire Modelling Experiment (ICFME)**, *Can. J. For. Res.* 34 (2004) 1543–1547.  
<https://doi.org/10.1139/x04-905>.
- [108] M.D. Luis, M.J. Baeza, J. Raventós, J.C. González-Hidalgo, M.D. Luis, M.J. Baeza, J. Raventós, J.C. González-Hidalgo, **Fuel characteristics and fire behaviour in mature Mediterranean gorse shrublands**, *Int. J. Wildland Fire*. 13 (2004) 79–87.  
<https://doi.org/10.1071/WF03005>.
- [109] J.D. Cohen, **Relating flame radiation to home ignition using modeling and experimental crown fires**, *Canadian Journal of Forest Research*, 34(8) (2004) 1616-1626.  
<https://cdnsiencepub.com/doi/pdf/10.1139/x04-049>
- [110] J. AntonioVega, P. Fernandes, P. Cuiñas, T. Fonturbel, J. Pérez, C. Loureiro, **Fire spread analysis of early summer field experiments in shrubland fuel types of northwestern Iberia**, *Forest Ecology and Management*. 234 (2006) S102–S102.  
<https://doi.org/10.1016/j.foreco.2006.08.138>.
- [111] C.B. Clements, A.K. Kochanski, D. Seto, B. Davis, C. Camacho, N.P. Lareau, J. Contezac, J. Restaino, W.E. Heilman, S.K. Krueger, B. Butler, R.D. Ottmar, R. Vihnanek, J. Flynn, J.-B. Filippi, T. Barboni, D.E. Hall, J. Mandel, M.A. Jenkins, J. O’Brien, B. Hornsby, C. Teske, **The FireFlux II experiment: a model-guided field experiment to improve understanding of fire–atmosphere interactions and fire spread**, *International Journal of Wildland Fire*. 28 (2019) 308.

- <https://doi.org/10.1071/WF18089>.
- [112] M.E. Alexander, B.J. Stocks, B.M. Wotton, M.D. Flannigan, J.B. Todd, B.W. Butler, R.A. Lanoville, **The International Crown Fire Modelling experiment**, (1998).  
<http://cfs.nrcan.gc.ca/publications?id=18718>
- [113] M. El Houssami, E. Mueller, A. Filkov, J.C. Thomas, N. Skowronski, M.R. Gallagher, K. Clark, R. Kremens, A. Simeoni, **Experimental Procedures Characterising Firebrand Generation in Wildland Fires**, *Fire Technol.* 52 (2016) 731–751.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-015-0492-z>.
- [114] A. Filkov, S. Prohanov, E. Mueller, D. Kasymov, P. Martynov, M.E. Houssami, J. Thomas, N. Skowronski, B. Butler, M. Gallagher, K. Clark, W. Mell, R. Kremens, R.M. Hadden, A. Simeoni, **Investigation of firebrand production during prescribed fires conducted in a pine forest**, *Proceedings of the Combustion Institute.* 36 (2017) 3263–3270.  
<https://doi.org/10.1016/j.proci.2016.06.125>.
- [115] J.C. Thomas, E.V. Mueller, S. Santamaria, M. Gallagher, M. El Houssami, A. Filkov, K. Clark, N. Skowronski, R.M. Hadden, W. Mell, A. Simeoni, **Investigation of firebrand generation from an experimental fire: Development of a reliable data collection methodology**, *Fire Safety Journal.* 91 (2017) 864–871.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.04.002>.
- [116] J.L. Dupuy, **Slope and Fuel Load Effects on Fire Behavior: Laboratory Experiments in Pine Needles Fuel Beds**, *Int. J. Wildland Fire.* 5 (1995) 153–164.  
<https://doi.org/10.1071/wf9950153>.
- [117] B.W. Butler, W.R. Anderson, E.A. Catchpole, Influence of slope on fire spread rate, In: Butler, Bret W.; Cook, Wayne, Comps. **The Fire Environment--Innovations, Management, and Policy**; Conference Proceedings. 26-30 March 2007; Destin, FL. Proceedings RMRS-P-46CD. Fort Collins, CO: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Rocky Mountain Research Station. CD-ROM. p. 75-82. 046 (2007).  
<https://www.fs.usda.gov/treearch/pubs/28552>
- [118] Y. Pérez, E. Pastor, A. Àgueda, E. Planas, **Effect of Wind and Slope When Scaling the Forest Fires Rate of Spread of Laboratory Experiments**, *Fire Technology* volume 47, pages475–489 (2011).  
<https://doi.org/10.1007/S10694-010-0168-7>
- [119] A. Lhuillier-Marchand, **Propagation des feux de végétation: expérimentations à l'échelle du laboratoire et validation d'un propagateur**, (2016) 227. Thermique [physics.class-ph]. Université de Lorraine, 2016. Français.  
<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01487015>
- [120] Y. Bebieva, K. Speer, L. White, R. Smith, G. Mayans, B. Quaife, **Wind in a Natural and Artificial Wildland Fire Fuel Bed**, *Fire.* 4 (2021) 30.  
<https://doi.org/10.3390/fire4020030>



- [121] M.J. Schroeder, C.M. Countryman, **Exploratory fireclimate surveys on prescribed burns**, *Monthly Weather Review*. 88 (1960) 123–129.  
[https://doi.org/10.1175/1520-0493\(1960\)088<0123:EFSOPB>2.0.CO;2](https://doi.org/10.1175/1520-0493(1960)088<0123:EFSOPB>2.0.CO;2)
- [122] R.J. Taylor, S.T. Evans, N.K. King, E.T. Stephens, D.R. Packham, R.G. Vines, **Convective Activity Above a Large-Scale Bushfire**, *Journal of Applied Meteorology and Climatology*. 12 (1973) 1144–1150.  
[https://doi.org/10.1175/1520-0450\(1973\)012<1144:CAAALS>2.0.CO;2](https://doi.org/10.1175/1520-0450(1973)012<1144:CAAALS>2.0.CO;2)
- [123] W.R. Catchpole, R. Bradstock, J. Choate, L. Fogarty, N. Gellie, G. Mccarthy, L. Mccaw, J. Marsden-Smedley, H. Pearce, **Cooperative development of equations for heathland fire behaviour**, 1998. Conference: 3rd International Conference on Forest Fire Research and 14th Fire and Forest Meteorology Conference At: Luso, Coimbra, Portugal Volume: Proceedings, Vol. I (D.X. Viegas, editor), pp 631-645  
[https://www.researchgate.net/publication/299193502\\_Cooperative\\_development\\_of\\_equations\\_for\\_heathland\\_fire\\_behaviour](https://www.researchgate.net/publication/299193502_Cooperative_development_of_equations_for_heathland_fire_behaviour)
- [124] J.D. Cohen, Preventing disaster: **Home ignitability in the wildland-urban interface**, *Journal of Forestry* 98(3): 15-21. (2000).  
<https://www.fs.usda.gov/treesearch/pubs/4688>
- [125] P. Fernandes, W. Anderson, F. Rego, **Shrubland fire behaviour modelling with microplot data**, *Canadian Journal of Forest Research*. 30 (2000) 889–899.  
<https://doi.org/10.1139/x00-012>
- [126] P.Y. Colin, Programme SALTUS. **Phénomène de sautes de feu. Connaissance et modélisation**, in: 2000: p. 24.  
<https://hal.inrae.fr/hal-02580627>
- [127] W.M. Pitts, **Wind effects on fires**, *Progress in Energy and Combustion Science*. 17 (1991) 83–134.  
[https://doi.org/10.1016/0360-1285\(91\)90017-H](https://doi.org/10.1016/0360-1285(91)90017-H)
- [128] J. Trelles, P. Pagni, **Fire-induced Winds In The 20 October 1991 Oakland Hills Fire**, *Fire Saf. Sci*. 5 (1997) 911–922.  
<https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.5-911>
- [129] A. Ganteaume, M. Guijarro, M. Jappiot, C. Hernando, C. Lampin-Maillet, P. Pérez-Gorostiaga, J.A. Vega, **Laboratory characterization of firebrands involved in spot fires**, *Annals of Forest Science*. 68 (2011) 531–541.  
<https://doi.org/10.1007/s13595-011-0056-4>
- [130] S.L. Manzello, A. Maranghides, J.R. Shields, W.E. Mell, Y. Hayashi, D. Nii, **Mass and size distribution of firebrands generated from burning Korean pine (*Pinus koraiensis*) trees**, *Fire and Materials*. 33 (2009) 21–31.  
<https://doi.org/10.1002/fam.977>
- [131] J.P. Woycheese, **Wooden Disk Combustion for Spot Fire Spread**, 2001.

- <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.492.8165&rep=rep1&type=pdf>
- [132] T.E. Waterman, **Experimental study of firebrand generation**, iit research inst chicago il engineering div, 1969.  
<https://apps.dtic.mil/sti/citations/AD0695640>
- [133] C.S. TARIFA, **Transport and combustion of firebrands**, (1967) 95. Final Report of Grants FG-SP-114 and FG-SP-146 (Vol. II)  
[https://oa.upm.es/6521/1/Tarifa\\_32.pdf](https://oa.upm.es/6521/1/Tarifa_32.pdf)
- [134] N. Sardoy, J.-L. Consalvi, B. Porterie, A.C. Fernandez-Pello, **Modeling transport and combustion of firebrands from burning trees**, Combustion and Flame. 150 (2007) 151–169.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2007.04.008>
- [135] K. Himoto, T. Tanaka, **Transport Of Disk-shaped Firebrands In A Turbulent Boundary Layer**, Fire Safety Science. 8 (2005) 433–444.  
[https://iafss.org/publications/fss/8/433/view/fss\\_8-433.pdf](https://iafss.org/publications/fss/8/433/view/fss_8-433.pdf)
- [136] R.A. Anthenien, S.D. Tse, A. Carlos Fernandez-Pello, **On the trajectories of embers initially elevated or lofted by small scale ground fire plumes in high winds**, Fire Safety Journal. 41 (2006) 349–363.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.01.005>
- [137] C.S. Tarifa, P.P.D. Notario, F.G. Moreno, **On the flight paths and lifetimes of burning parti6les of wood**, Fire Safety Journal 30 (1998) 333—356  
[https://oa.upm.es/6444/1/Tarifa\\_63.pdf](https://oa.upm.es/6444/1/Tarifa_63.pdf)
- [138] G.A. Morris, **A Simple Method for Computing Spotting Distances From Wind-Driven Surface Fires**, (1987.) 7. Research Note INT-RN-374. Ogden, UT: USDA Forest Service, Intermountain Research Station. 6 p.  
[https://www.frames.gov/documents/behaveplus/publications/Morris\\_1987\\_INT-RN-374.pdf](https://www.frames.gov/documents/behaveplus/publications/Morris_1987_INT-RN-374.pdf)
- [139] S. Suzuki, A. Brown, S.L. Manzello, J. Suzuki, Y. Hayashi, **Firebrands generated from a full-scale structure burning under well-controlled laboratory conditions**, Fire Safety Journal. 63 (2014) 43–51.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.11.008>
- [140] S.D. Tse, A.C. Fernandez-Pello, **On the flight paths of metal particles and embers generated by power lines in high winds—a potential source of wildland fires**, Fire Safety Journal. 30 (1998) 333–356.  
[https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(97\)00050-7](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(97)00050-7)
- [141] I.K. Knight, **The Design and Construction of a Vertical Wind Tunnel for the Study of Untethered Firebrands in Flight**, Fire Technology. 37 (2001) 87–100.  
<https://doi.org/10.1023/A:1011605719943>

- [142] J.S. Gould, W.L. McCaw, N.P. Cheney, P.F. Ellis, I.K. Knight, A.L. Sullivan, **Project Vesta: Fire in Dry Eucalypt Forest**, 2008.  
<http://www.publish.csiro.au/book/5993/>
- [143] S.L. Manzello, S. Suzuki, **Experimental investigation of wood decking assemblies exposed to firebrand showers**, *Fire Safety Journal*. 92 (2017) 122–131.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.05.019>
- [144] S.L. Manzello, S.-H. Park, S. Suzuki, J.R. Shields, Y. Hayashi, **Experimental investigation of structure vulnerabilities to firebrand showers**, *Fire Safety Journal*. 46 (2011) 568–578.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2011.09.003>
- [145] L.E. Hasburgh, D.S. Stone, S.L. Zelinka, **Laboratory Investigation of Fire Transfer from Exterior Wood Decks to Buildings in the Wildland–Urban Interface**, *Fire Technology*. 53 (2017) 517–534.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-016-0588-0>
- [146] S.L. Manzello, S. Suzuki, Y. Hayashi, **Enabling the study of structure vulnerabilities to ignition from wind driven firebrand showers: A summary of experimental results**, *Fire Safety Journal*. 54 (2012) 181–196.  
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.06.012>
- [147] A. Maranghides, W. Mell, **A Case Study of a Community Affected by the Witch and Guejito Wildland Fires**, *Fire Technology*. 47 (2011) 379–420.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-010-0164-y>.
- [148] K. Murphy, T. Rich, T. Sexton, **Assessment of Fuel Treatment Effects on Fire Behavior, Suppression Effectiveness, and Structure Ignition on the Angora Fire, in: Homeland Security Digital Library**, United States. Department of Agriculture; United States. Forest Service, 2007.  
<https://www.hSDL.org/?abstract&did>
- [149] F.A. Albini, **Spot fire distance from burning trees - a predictive model**, (1979) 80. General Technical Report INT-GTR-56. Ogden, UT: USDA Forest Service, Intermountain Forest and Range Experiment Station. 73 p.  
<https://www.frames.gov/catalog/8153>
- [150] S. Suzuki, S.L. Manzello, Y. Hayashi, **The size and mass distribution of firebrands collected from ignited building components exposed to wind**, *Proceedings of the Combustion Institute*. 34 (2013) 2479–2485.  
<https://doi.org/10.1016/j.proci.2012.06.061>
- [151] S. Suzuki, S.L. Manzello, **Investigating effect of wind speeds on structural firebrand generation in laboratory scale experiments**, *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 130 (2019) 135–140.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.10.045>

- [152] S. Suzuki, S.L. Manzello, **Characteristics of Firebrands Collected from Actual Urban Fires**, *Fire Technol.* 54 (2018) 1533–1546.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-018-0751-x>
- [153] S.L. Quarles, Y. Valachovic, G.M. Nakamura, G.A. Nader, M.J. de Lasaux, **Home Survival in Wildfire-Prone Areas: Building Materials and Design Considerations**, University of California, Agriculture and Natural Resources, 2010.  
<https://doi.org/10.3733/ucanr.8393>
- [154] R. Bianchi, J. Leonard, **Investigation of bushfire attack mechanisms resulting in house loss in the act bushfire 2003**, (2005) 61.  
[https://www.bushfirecrc.com/sites/default/files/downloads/act\\_bushfire\\_crc\\_report.pdf](https://www.bushfirecrc.com/sites/default/files/downloads/act_bushfire_crc_report.pdf)
- [155] V. Babrauskas, **Ignition handbook: principles and applications to fire safety engineering, fire investigation, risk Management and Forensic Science**, Published June 1st 2003 by Fire Science Pub
- [156] G. Xanthopoulos, **Factors affecting the vulnerability of houses to wildland fire in the Mediterranean region**, (2003) 8.  
[https://www.researchgate.net/publication/266879865\\_Factors\\_affecting\\_the\\_vulnerability\\_of\\_houses\\_to\\_wildland\\_fire\\_in\\_the\\_Mediterranean\\_region](https://www.researchgate.net/publication/266879865_Factors_affecting_the_vulnerability_of_houses_to_wildland_fire_in_the_Mediterranean_region)
- [157] G. Xanthopoulos, C. Bushey, C. Arnol, D. Caballero, **Characteristics of wildland-urban interface areas in Mediterranean Europe, North America and Australia and differences between them** (2012).  
[https://www.researchgate.net/publication/304421734\\_Characteristics\\_of\\_wildland-urban\\_interface\\_areas\\_in\\_Mediterranean\\_Europe\\_North\\_America\\_and\\_Australia\\_and\\_differences\\_between\\_them](https://www.researchgate.net/publication/304421734_Characteristics_of_wildland-urban_interface_areas_in_Mediterranean_Europe_North_America_and_Australia_and_differences_between_them)
- [158] S.L. Manzello, J.R. Shields, Y. Hayashi, D. Nii, **Investigating the Vulnerabilities of Structures to Ignition From a Firebrand Attack**, *Fire Safety Science.* 9 (2008) 143–154.  
[https://www.iafss.org/publications/fss/9/143/view/fss\\_9-143.pdf](https://www.iafss.org/publications/fss/9/143/view/fss_9-143.pdf)
- [159] S. L. Quarles, **Vulnerabilities of Buildings to Wildfire Exposures**. (2012), P. 1-13  
<https://articles.extension.org/pages/63495/vulnerabilities-of-buildings-to-wildfire-exposures>
- [160] S.L. Quarles, A. TenWolde, **Attic and crawlspace ventilation: implications for homes located in the urban-wildland interface**, Proceedings from the Woodframe Housing Durability and Disaster Issues Conference: October 4-6, 2004. Las Vegas, Nevada, USA. Madison, WI: Forest Products Society, 2004: Pages 227-232. (2004).  
<https://www.srs.fs.usda.gov/pubs/20227>
- [161] G.C. Ramsay, N.A. McArthur, V.P. Dowling, **Building in a fire-prone environment: research on building survival in two major bushfires**, Proceedings of the Linnean Society of New South Wales. 116 (1996) 133–140.  
<http://hdl.handle.net/102.100.100/228186?index=1>

- [162] Texas A&M Forest Service. 2012. 2011 Texas wildfires - Common denominators of home destruction.  
[http://tfsweb.tamu.edu/uploadedFiles/FRP/New - Mitigation/Safety\\_Tips/2011%20Texas%20Wildfires.pdf](http://tfsweb.tamu.edu/uploadedFiles/FRP/New_Mitigation/Safety_Tips/2011%20Texas%20Wildfires.pdf)
- [163] J.D. Cohen, **Examination of the home destruction in Los Alamos associated with the Cerro Grande Fire - July 10, 2000**, USDA Forest Service, Rocky Mountain Research Station, Missoula, Montana. (2000).  
<https://www.fs.usda.gov/treearch/pubs/4686>
- [164] J.E. Leonard, P.A. Bowditch, **Findings of Studies of Houses Damaged by Bushfire in Australia**, (2003) 10. Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation (CSIRO), Manufacturing & Infrastructure Technology. Melbourne, Australia.  
[https://www.researchgate.net/profile/Justin-Leonard/publication/238087985\\_Findings\\_of\\_Studies\\_of\\_Houses\\_Damaged\\_by\\_Bush\\_fire\\_in\\_Australia/links/5518a8a80cf2f7d80a3e30bd/Findings-of-Studies-of-Houses-Damaged-by-Bushfire-in-Australia.pdf](https://www.researchgate.net/profile/Justin-Leonard/publication/238087985_Findings_of_Studies_of_Houses_Damaged_by_Bush_fire_in_Australia/links/5518a8a80cf2f7d80a3e30bd/Findings-of-Studies-of-Houses-Damaged-by-Bushfire-in-Australia.pdf)
- [165] R. Bianchi, J. Leonard, R. Leicester, **Lessons learnt from post-fire surveys at the urban interface in Australia**, Forest Ecology and Management - FOREST ECOL MANAGE. 234 (2006).  
<https://doi.org/10.1016/j.foreco.2006.08.184>
- [166] A. Bell, How bushfires set houses alight lessons from Ash Wednesday. Ecos 43 :3-7, 1985  
[http://www.ecosmagazine.com/?act=view\\_file&file\\_id=EC43p3.pdf](http://www.ecosmagazine.com/?act=view_file&file_id=EC43p3.pdf)
- [167] R. Fairbanks and T. Ingalsbee, **A Homeowner's Guide to Fire-Resistant Home Construction — Firefighters United for Safety, Ethics, and Ecology**, (2006).  
<https://fusee.org/fusee/a-homeowners-guide-to-fire-resistant-home-construction>
- [168] T.J. Shields, G.W.H. Silcock, M. Flood, **Performance of a single glazing assembly exposed to a fire in the centre of an enclosure**, Fire and Materials. 26 (2002) 51–75.  
<https://doi.org/10.1002/fam.783>
- [169] J. Shields, G.W.H. Silcock, F. Flood, **Behaviour of Double Glazing in Corner Fires**, Fire Technology. 41 (2005) 37–65.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-005-4629-3>
- [170] Q. Xie, H. Zhang, Y. Wan, Q. Zhang, X. Cheng, **Full-scale experimental study on crack and fallout of toughened glass with different thicknesses**, Fire and Materials. 32 (2008) 293–306.  
<https://doi.org/10.1002/fam.968>
- [171] J.K. Richardson, I. Oleszkiewicz, **Fire tests on window assemblies protected by automatic sprinklers**, Fire Technology. 23 (1987) 115–132.  
<https://doi.org/10.1007/BF01040427>
- [172] NIST-dragon.jpg, NIST.

- <https://www.nist.gov/image/nist-dragonjpg>
- [173] T.Z. Fabian, **Fire Performance Properties of Solid Wood and Lignocellulose-Plastic Composite Deck Boards**, *Fire Technology*. 50 (2014) 125–141.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-012-0307-4>
- [174] H. Härtner, F. Cui, **Performance of Impralit-KDS**, *Proceedings, American Wood Protection Association* 105 (2009) 128-135.  
[https://www.fwrc.msstate.edu/pubs/awpa\\_105\(128\).pdf](https://www.fwrc.msstate.edu/pubs/awpa_105(128).pdf)
- [175] T. Thenepalli, A.Y. Jun, C. Han, C. Ramakrishna, J.W. Ahn, **A strategy of precipitated calcium carbonate (CaCO<sub>3</sub>) fillers for enhancing the mechanical properties of polypropylene polymers**, *Korean J. Chem. Eng.* 32 (2015) 1009–1022.  
<https://doi.org/10.1007/s11814-015-0057-3>
- [176] K.W. Ragland, D.J. Aerts, A.J. Baker, **Properties of wood for combustion analysis**, *Bioresource Technology*. 37 (1991) 161–168.  
[https://doi.org/10.1016/0960-8524\(91\)90205-X](https://doi.org/10.1016/0960-8524(91)90205-X)
- [177] H.F. dos S. Viana, A.M. Rodrigues, R. Godina, J.C. de O. Matias, L.J.R. Nunes, **Evaluation of the Physical, Chemical and Thermal Properties of Portuguese Maritime Pine Biomass**, *Sustainability*. 10 (2018) 1–15.  
<https://doi.org/10.3390/su10082877>
- [178] A. Pilarska, K. Bula, K. Mysza, T. Rozmanowski, K. Szwarz-Rzepka, K. Pilarski, Ł. Chrzanowski, K. Czaczyk, T. Jesionowski, **Functional polypropylene composites filled with ultra-fine magnesium hydroxide**, *Open Chemistry*. 13 (2014).  
<https://doi.org/10.1515/chem-2015-0024>
- [179] V. Reva, L. Fonseca, J.L. Lousada, I. Abrantes, D.X. Viegas, (2012). Impact of the pinewood nematode, *Bursaphelenchus xylophilus*, on gross calorific value and chemical composition of *Pinus pinaster* woody biomass. *European Journal of Forest Research*, 131(4), 1025-1033.  
<https://link.springer.com/article/10.1007/s10342-011-0574-5>
- [180] R.N. Walters, S.M. Hackett, R.E. Lyon, **Heats of combustion of high temperature polymers**, *Fire and Materials*. 24 (2000) 245–252.  
[https://doi.org/10.1002/1099-1018\(200009/10\)24:5<245::AID-FAM744>3.0.CO;2-7](https://doi.org/10.1002/1099-1018(200009/10)24:5<245::AID-FAM744>3.0.CO;2-7)
- [181] D.M. Realff, **The role of using carpet as a fuel in carpet recovery system development**, (2014) 22.  
[https://carpetrecovery.org/wp-content/uploads/2014/04/Carpet\\_Alternative\\_Fuel\\_Realff.pdf](https://carpetrecovery.org/wp-content/uploads/2014/04/Carpet_Alternative_Fuel_Realff.pdf)
- [182] M.J. O'Neill, **Measurement of Specific Heat Functions by Differential Scanning Calorimetry.**, *Anal. Chem.* 38 (1966) 1331–1336.  
<https://doi.org/10.1021/ac60242a011>

- [183] ISO 11357-4:2014, ISO. Plastiques — Analyse calorimétrique différentielle (DSC) — Partie 4: Détermination de la capacité thermique massique  
<http://www.iso.org/cms/render/live/en/sites/isoorg/contents/data/standard/06/50/65087.html>
- [184] V. Tihay, **Contribution expérimentale et théorique pour la modélisation de la combustion dans les feux de forêt**, thesis, Corte, 2007.  
<http://www.theses.fr/2007CORT4002>
- [185] C. Dupont, R. Chiriac, G. Gauthier, F. Toche, **Heat capacity measurements of various biomass types and pyrolysis residues**, *Fuel*. 115 (2014) 644–651.  
<https://doi.org/10.1016/j.fuel.2013.07.086>
- [186] Engineering ToolBox, (2003). Specific Heat of some common Substances. [online] Available at:  
[https://www.engineeringtoolbox.com/specific-heat-capacity-d\\_391.html](https://www.engineeringtoolbox.com/specific-heat-capacity-d_391.html)
- [187] B. Weidenfeller, M. Höfer, F.R. Schilling, **Thermal conductivity, thermal diffusivity, and specific heat capacity of particle filled polypropylene, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**. 35 (2004) 423–429.  
<https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2003.11.005>
- [188] K. Radmanović, I. Đukić, S. Pervan, **Specific Heat Capacity of Wood**, in: 2014.  
<https://doi.org/10.5552/drind.2014.1333>
- [189] P. Koch, **Specific heat of oven-dry spruce pine wood and bark**. *Wood Science* Vol. 1 (4) (1968) 203-214.  
[https://www.srs.fs.usda.gov/pubs/ja/ja\\_koch062.pdf](https://www.srs.fs.usda.gov/pubs/ja/ja_koch062.pdf)
- [190] W.J. Parker, Prediction Of The Heat Release Rate Of Douglas Fir, *Fire Safety Science*. 2 (1989) 337–346.  
[https://www.iafss.org/publications/fss/2/337/view/fss\\_2-337.pdf](https://www.iafss.org/publications/fss/2/337/view/fss_2-337.pdf)
- [191] E.M. Pinto, **Thermal degradation of eucalyptus grandis, pinus spp. and goupia glaba timber**, (2008) 8. *Proc. 51st Int. Conv. Soc. Wood Sci. Technol.*  
[https://www.swst.org/wp/meetings/AM08/proceedings/WS-40.pdf?origin=publication\\_detail](https://www.swst.org/wp/meetings/AM08/proceedings/WS-40.pdf?origin=publication_detail)
- [192] R.J. Rossi, **Wood Handbook**, Wood as an Engineering Material. USDA Forest Service, Forest Products Laboratory, General Technical Report FPL-GTR-190, 2010: 509 p. 1 v., 190  
[https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplgtr/fpl\\_gtr190.pdf](https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplgtr/fpl_gtr190.pdf)
- [193] H. Ebadi-Dehaghani, M. Reiszadeh, A. Chavoshi, M. Nazempour, M.H. Vakili, **The Effect of Zinc Oxide and Calcium Carbonate Nanoparticles on the Thermal Conductivity of Polypropylene**, *Journal of Macromolecular Science, Part B*. 53 (2014) 93–107.  
<https://doi.org/10.1080/00222348.2013.810032>

- [194] A. Patti, and D. Acierno. **Thermal conductivity of polypropylene-based materials. Polypropylene—Polymerization And Characterization Of Mechanical And Thermal Properties** (2020).  
[https://www.researchgate.net/publication/331582106\\_Thermal\\_Conductivity\\_of\\_Polypropylene-Based\\_Materials](https://www.researchgate.net/publication/331582106_Thermal_Conductivity_of_Polypropylene-Based_Materials)
- [195] M.H. Vakili, H. Ebadi-Dehaghani, M. Haghshenas-Fard, **Crystallization and Thermal Conductivity of CaCO<sub>3</sub> Nanoparticle Filled Polypropylene**, Journal of Macromolecular Science, Part B. 50 (2011) 1637–1645.  
<https://doi.org/10.1080/00222348.2010.543033>
- [196] S. Glowacki, P. (Szkola G.G.W. Paschalis, **Changes in technical properties of pine wood derived from resin tapped stands**, Folia Forestalia Polonica. Series A - Forestry (Poland). (1991).  
<http://agris.fao.org/agris-search/search.do?recordID=PL9200168>
- [197] M. Chaos, **Spectral Aspects of Bench-Scale Flammability Testing: Application to Hardwood Pyrolysis**, Fire Safety Science, 11 (1014) 165-178.  
<https://doi.org/10.3801/iafss.fss.11-165>
- [198] G. Gerandi, **Approches expérimentale et numérique multi-échelle pour modéliser le terme source de masse durant la dégradation du bois pour l'incendie**, These de doctorat, Corte, 2020.  
<https://www.theses.fr/2020CORT0003>
- [199] L. M. Elvira Martín and C. Hernando Lara, **Inflamabilidad y energía de las especies de sotobosque. Estudio piloto con aplicación a los incendios forestales**. Ministerio de Agricultura Pesca y Alimentación. Instituto Nacional de Investigaciones Agrarias. Madrid, España, 1989.  
<https://www.iberlibro.com/Inflamabilidad-energ%C3%ADa-especies-sotobosque-L.Miguel-Elvira/30153031333/bd>
- [200] A. Ganteaume, **Le risque incendie dans les interfaces habitat-forêt : évaluer l'inflammabilité de la végétation ornementale**, Irstea & Cardère, Antony, 2016.  
[http://crd.ensosp.fr/doc\\_num.php?explnum\\_id=18148](http://crd.ensosp.fr/doc_num.php?explnum_id=18148)
- [201] F. Dafni, P. Costas, V. Elias, S. Apostolos, T. Maria, **Wood density and tracheid length of Aleppo pine (Pinus halepensis Mill.) grafts in relation to cambium age and growth rate**, Journal of Forest Science. 64 (2018) 101–107.  
<https://doi.org/10.17221/127/2017-JFS>
- [202] D. Zaytsev, S. Navalihin, **Wood density of pine and spruce stands according to trees diameter distribution after thinning**, IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 226 (2019) 012065.  
<https://doi.org/10.1088/1755-1315/226/1/012065>
- [203] J.G. Quintiere, **Fundamentals of fire phenomena**, John Wiley, Chichester, 2006.



- [204] National Fire Protection Association, Society of Fire Protection Engineers, eds., *SFPE handbook of fire protection engineering*, 3rd ed, National Fire Protection Association ; Society of Fire Protection Engineers, Quincy, Mass. : Bethesda, Md, 2002.
- [205] M.L. Janssens, **Measuring rate of heat release by oxygen consumption**, *Fire Technol.* 27 (1991) 234–249.  
<https://doi.org/10.1007/BF01038449>
- [206] J.-B. Tramoni, P.-A. Santoni, F. Morandini, **Experimental and numerical investigation of shrub combustion**, *Journal of Physics: Conference Series*. 1107 (2018) 052002.  
<https://doi.org/10.1088/1742-6596/1107/5/052002>
- [207] S. McAllister, M. Finney, J. Cohen, **Critical mass flux for flaming ignition of wood as a function of external radiant heat flux and moisture content**, In In: 7th US National Technical Meeting of the Combustion Institute; Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA; 20-23 March 2011. 1: 1698-1704. (pp. 1698-1704).  
[https://www.fs.fed.us/rm/pubs\\_other/rmrs\\_2011\\_mcallister\\_s001.pdf](https://www.fs.fed.us/rm/pubs_other/rmrs_2011_mcallister_s001.pdf)
- [208] T. Fateh, T. Rogaume, J. Luche, F. Richard, F. Jabouille, **Characterization of the thermal decomposition of two kinds of plywood with a cone calorimeter – FTIR apparatus**, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*. 107 (2014) 87–100.  
<https://doi.org/10.1016/j.jaap.2014.02.008>
- [209] T. Harada, **Time to ignition, heat release rate and fire endurance time of wood in cone calorimeter test**, *Fire and Materials*. 25 (2001) 161–167.  
<https://doi.org/10.1002/fam.766>
- [210] L. Shi, G. Zhang, S. Setunge, **Fire Behaviour Modelling of Polypropylene under Autoignition Conditions**, 2017.  
[https://www.researchgate.net/profile/Long-Shi-3/publication/326370327\\_Fire\\_Behaviour\\_Modelling\\_of\\_Polypropylene\\_under\\_Autoignition\\_Conditions/links/5b603017458515c4b2548aee/Fire-Behaviour-Modelling-of-Polypropylene-under-Autoignition-Conditions.pdf](https://www.researchgate.net/profile/Long-Shi-3/publication/326370327_Fire_Behaviour_Modelling_of_Polypropylene_under_Autoignition_Conditions/links/5b603017458515c4b2548aee/Fire-Behaviour-Modelling-of-Polypropylene-under-Autoignition-Conditions.pdf)
- [211] T. Kashiwagi, E. Grulke, J. Hilding, K. Groth, R. Harris, K. Butler, ... and J. Douglas, **Thermal and flammability properties of polypropylene/carbon nanotube nanocomposites**, *Polymer*, 45.12 (2004): 4227-4239  
[https://www.academia.edu/5946515/Thermal\\_and\\_flammability\\_properties\\_of\\_polypropylene\\_carbon\\_nanotube\\_nanocomposites](https://www.academia.edu/5946515/Thermal_and_flammability_properties_of_polypropylene_carbon_nanotube_nanocomposites)
- [212] B. Moghtaderi, V. Novozhilov, D.F. Fletcher, J.H. Kent, **A new correlation for bench-scale piloted ignition data of wood**, *Fire Safety Journal*. 29 (1997) 41–59.  
[https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(97\)00004-0](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(97)00004-0)
- [213] A. Tewarson, I.A. Abu-Isa, D.R. Cummings, D.E. LaDue, **Characterization of the Ignition Behavior of Polymers Commonly Used in the Automotive Industry**, In *Fire Safety Science, Proceedings of the Sixth International Symposium*, 1999, pp. 991-1002.  
<http://www.mvfri.org/Library/GM-DOT%20Reports/B10/NHTSA-1998-3588-71.pdf>

- [214] W. Jaskolkowski, P. Ogrodnik, A. Lukaszek-Chmielewska, **The study of time to ignition of woods external heat flux by piloted ignition and autoignition**, Annals of Warsaw University of Life Sciences-SGGW. Forestry and Wood Technology. 86 (2014).  
<https://www.semanticscholar.org/paper/The-study-of-time-to-ignition-of-woods-external-by-Jaskolkowski-Ogrodnik/37ddf75dc1e2dacc5f54c3a4cbdfb97372bff7f3>
- [215] M.J. Spearpoint, J.G. Quintiere, **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), (2001) 391-415  
[https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(00\)00055-2](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(00)00055-2)
- [216] G. Auguin, A. Rabilloud, E. Guillaume, **Plan de prévention des risques technologiques, Caractérisation et réduction de la vulnérabilité du bâti face à un phénomène dangereux technologique thermique**, 2008, Ministère de l'Ecologie, de l'Energie, du Développement durable et de l'aménagement du territoire (MEEDDAT)  
[http://www.auvergne-rhone-alpes.developpement-durable.gouv.fr/IMG/pdf/complement\\_thermique\\_efectis-lne\\_-\\_caracterisation\\_de\\_la\\_vulnerabilite\\_du\\_bati\\_pdf\\_2\\_45\\_mo\\_.pdf](http://www.auvergne-rhone-alpes.developpement-durable.gouv.fr/IMG/pdf/complement_thermique_efectis-lne_-_caracterisation_de_la_vulnerabilite_du_bati_pdf_2_45_mo_.pdf)
- [217] V. Babrauskas, **Ignition of Wood: A Review of the State of the Art**, Journal of Fire Protection Engineering. 12 (2002) 163–189.  
<https://doi.org/10.1177/10423910260620482>
- [218] A.I. Bartlett, R.M. Hadden, L.A. Bisby, **A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction**, Fire Technology. 55 (2019) 1–49.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-018-0787-y>
- [219] D.K. Shen, M.X. Fang, W.K. Chow, **Ignition of wood-based materials by thermal radiation**, Int. J. Eng. Perform.-Based Fire Codes, 8 (2006) 69-83.  
[https://www.bse.polyu.edu.hk/researchCentre/Fire\\_Engineering/summary\\_of\\_output/journal/IJEPBFC/V8/EPBFCv8n2p69.pdf](https://www.bse.polyu.edu.hk/researchCentre/Fire_Engineering/summary_of_output/journal/IJEPBFC/V8/EPBFCv8n2p69.pdf)
- [220] D.D. Drysdale, H.E. Thomson, **Flammability of plastics II: Critical mass flux at the firepoint**, Fire Safety Journal. 14 (1989) 179–188.  
[https://doi.org/10.1016/0379-7112\(89\)90071-4](https://doi.org/10.1016/0379-7112(89)90071-4)
- [221] A. Niemczyk, K. Dziubek, B. Sacher-Majewska, K. Czaja, J. Czech-Polak, R. Oliwa, J. Lenza, M. Szolyga, **Thermal Stability and Flame Retardancy of Polypropylene Composites Containing Siloxane-Silsesquioxane Resins**, Polymers (Basel). 10 (2018).  
<https://doi.org/10.3390/polym10091019>
- [222] W. Tang, X. Gu, Y. Jiang, J. Zhao, W. Ma, P. Jiang, S. Zhang, **Flammability and thermal behaviors of polypropylene composite containing modified kaolinite**, Journal of Applied Polymer Science. 132 (2015).  
<https://doi.org/10.1002/app.41761>

- [223] B.A.-L. Östman, L.D. Tsantaridis, **Heat release and classification of fire retardant wood products**, *Fire and materials*, 19(6) (1995) 253-258.  
<https://doi.org/10.1002/fam.810190603>
- [224] R.H. White, K. Sumathipala, **Cone calorimeter tests of wood composites**, In: *Proceedings of the Fire and Materials 2013 Conference*, San Francisco, California, USA 28-30 January 2013; Pp. 401-412. (2013) 401–412.  
[https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/pdf2013/fpl\\_2013\\_white002.pdf](https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/pdf2013/fpl_2013_white002.pdf)
- [225] H.C. Tran, R.H. White, **Burning rate of solid wood measured in a heat release rate calorimeter**, *Fire and Materials*. 16 (1992) 197–206.  
<https://doi.org/10.1002/fam.810160406>
- [226] J. Kim, J.-H. Lee, S. Kim, **Estimating the fire behavior of wood flooring using a cone calorimeter**, *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. 110 (2012) 677–683.  
<https://doi.org/10.1007/s10973-011-1902-1>
- [227] A. Khalfi, G. Trouvé, L. Delfosse, R. Delobel, **Influence of Apparent Density during the Burning of Wood Waste Furniture**, *Journal of fire sciences*, 22(3) (2004) 229-250.  
<https://doi.org/10.1177/0734904104040394>
- [228] V.P. Dowling, **Ignition of timber bridges in bushfires**, *Fire Safety Journal*. 22 (1994) 145–168.  
[https://doi.org/10.1016/0379-7112\(94\)90070-1](https://doi.org/10.1016/0379-7112(94)90070-1).
- [229] S. Manzello, S. Suzuki, **Exposing Decking Assemblies to Continuous Wind-Driven Firebrand Showers**, *Fire Safety Science*. 11 (2014) 1339–1352.  
<https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.11-1339>.
- [230] F. Morandini, X. Silvani, J.-L. Dupuy, A. Susset, **Fire spread across a sloping fuel bed: Flame dynamics and heat transfers**, *Combustion and Flame*. 190 (2018) 158–170.  
<https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2017.11.025>.
- [231] M. Alexander, M. Cruz, **Interdependencies between flame length and fireline intensity in predicting crown fire initiation and crown scorch height**, *International Journal of Wildland Fire*. 21 (2012) 95–113.  
<https://doi.org/10.1071/WF11001>.
- [232] B.W. van Wilgen, **A simple relationship for estimating the intensity of fires in natural vegetation**, *South African Journal of Botany*. 52 (1986) 384–385.  
[https://doi.org/10.1016/S0254-6299\(16\)31540-X](https://doi.org/10.1016/S0254-6299(16)31540-X).
- [233] T. Barboni, F. Morandini, L. Rossi, T. Molinier, P.-A. Santoni, **Relationship Between Flame Length and Fireline Intensity Obtained by Calorimetry at Laboratory Scale**, *Combustion Science and Technology*. 184 (2012) 186–204.  
<https://doi.org/10.1080/00102202.2011.625373>.

- [234] Le bâti face à un aléa technologique thermique | LNE, Laboratoire national de métrologie et d'essais, (2008).  
<https://www.lne.fr/fr/guides-techniques/bati-face-alea-technologique-thermique>
- [235] Cahier technique de la vulnérabilité du bâti aux effets thermiques transitoires | Ineris, (2009).  
<https://www.ineris.fr/fr/cahier-technique-vulnerabilite-bati-effets-thermiques-transitoires>
- [236] B. Carballo-Leyenda, J.G. Villa, J. López-Satué, J.A. Rodríguez-Marroyo, Characterizing Wildland Firefighters' **Thermal Environment During Live-Fire Suppression**, *Front. Physiol.* 10 (2019).  
<https://doi.org/10.3389/fphys.2019.00949>.
- [237] J.-L. Dupuy, J. Maréchal, **Slope effect on laboratory fire spread: Contribution of radiation and convection to fuel bed preheating**, *International Journal of Wildland Fire.* 20 (2011) 289.  
<https://doi.org/10.1071/WF09076>.
- [238] F.W. Mowrer, Building, F.R. Laboratory (U.S.), N.I. of Standards, Technology (U.S.), C.P.D. of F.P.E. University of Maryland, **Window Breakage Induced by Exterior Fires**, National Institute of Standards and Technology, 1998.  
<https://books.google.fr/books?id=riSWHAAACAAJ>.
- [239] C. Ramsay A. **How bushfires set houses alight: lessons from Ash Wednesday.** (1985)  
<http://hdl.handle.net/102.100.100/277030?index=1>
- [240] A. Vignes, **Évaluation de l'inflammabilité et de l'explosivité des nanopoudres: une démarche essentielle pour la maîtrise des risques**, Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine 2008.
- [241] N.A. McArthur, **The performance of aluminium building products in bushfires**, *Fire and Materials.* 15 (1991) 117–125.  
<https://doi.org/10.1002/fam.810150303>.
- [242] S. K. S. Hassani, T. Shields, G. W. Silcock, **An Experimental Investigation Into The Behaviour of Glazing in Enclosure Fire**, *Journal of Applied Fire Science.* 4 (1994) 303–323.  
<https://doi.org/10.2190/F6VD-TDLW-C6E4-C5H9>.
- [243] Y. Perez-Ramirez, W.E. Mell, P.A. Santoni, J.B. Tramoni, F. Bosseur, **Examination of WFDS in Modeling Spreading Fires in a Furniture Calorimeter**, *Fire Technology.* 53 (2017) 1795–1832.  
<https://doi.org/10.1007/s10694-017-0657-z>.
- [244] B. Porterie, J.L. Consalvi, A. Kaiss, J.C. Loraud, **Predicting Wildland Fire Behavior and Emissions Using a Fine-Scale Physical Model**, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications.* 47 (2005) 571–591.  
<https://doi.org/10.1080/10407780590891362>.

- [245] D. Morvan, J.L. Dupuy, **Modeling of fire spread through a forest fuel bed using a multiphase formulation**, Combustion and Flame. 127 (2001) 1981–1994.  
[https://doi.org/10.1016/S0010-2180\(01\)00302-9](https://doi.org/10.1016/S0010-2180(01)00302-9).
- [246] A. Thiry-Muller, **Modélisation de la décomposition thermique des solides**, Thèse de doctorat. Université de Lorraine (2008).  
<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-02096047/document>
- [247] Z. Gao, T. Kaneko, I. Amasaki, M. Nakada, **A kinetic study of thermal degradation of polypropylene**, Polymer Degradation and Stability. 80 (2003) 269–274.  
[https://doi.org/10.1016/S0141-3910\(02\)00407-X](https://doi.org/10.1016/S0141-3910(02)00407-X).
- [248] L.I. Xiang-Guo, Lv. Yang, Ma. Bao-Guo, et al., **Decomposition kinetic characteristics of calcium carbonate containing organic acids by TGA**, Arabian Journal of Chemistry, 10, S2534-S2538.  
<https://doi.org/10.1016/j.arabjc.2013.09.026>.
- [249] I. Galan, F.P. Glasser, C. Andrade, **Calcium carbonate decomposition**, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry. 111 (2013) 1197–1202.  
<https://doi.org/10.1007/s10973-012-2290-x>.
- [250] V. Babrauskas, S.J. Grayson, **Heat Release in Fires**, Taylor & Francis, 1990.
- [251] W.J. Parker, **Calculations of the heat release rate by oxygen consumption for various applications**, Journal of fire sciences, 2(5) (1984) 380-395.  
<https://journals.sagepub.com/doi/pdf/10.1177/073490418400200505>

## Annexe A : les méthodes d'essai et les critères de classification retenus pour la réaction au feu

Pour tous les produits (sauf les sols), les essais à effectuer sont donnés par la figure A.1 Les différents paramètres apparaissant dans la figure A.1 sont définis dans le tableau A.1. Il convient de noter que la puissance dégagée est mesurée par calorimétrie par consommation d'oxygène et la production de fumées est obtenue à l'aide d'un opacimètre. Parmi les grandeurs utilisées pour définir la classe du matériau, on retiendra les grandeurs suivantes qui seront également utilisés ou adaptés dans cette thèse :

- FIGRA (W/s) correspond à la vitesse de développement du feu. Il est directement calculé à partir de la puissance dégagée.
- THR600 (MJ) correspond à l'énergie totale libérée par l'éprouvette pendant les 600 premières secondes d'exposition à l'attaque thermique.
- SMOGRA (m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>) correspond à la vitesse de développement des fumées. Il est défini par la pente maximale du débit de fumée (RSP en m<sup>2</sup>/s).
- TSP600 (m<sup>2</sup>) correspond à la production totale de fumées de l'éprouvette pendant les 600 premières secondes d'exposition à l'attaque thermique.

Tableau A. 1 : Définitions et formules utilisées dans les essais de classification au feu

Symbole	Définition	Formule et unité
$\Delta T$	Elévation de température	En °C
$\Delta m$	Perte de masse	En %
$t_f$	Durée de l'inflammation	En seconde
PCS	Pouvoir calorifique supérieur	En MJ/kg ou en MJ/m <sup>2</sup>
FIGRA	Accélération de la production énergétique	$FIGRA = 1000 \cdot \max\left(\frac{HRR_{av}(t)}{t}\right)$ en W/s
$THR_{600s}$	Dégagement thermique total	$THR_{600s} = \frac{1}{1000} \cdot \sum_{0s}^{600s} HRR(t) \cdot \Delta t$ En MJ
LFS	Propagation de flamme latérale	
SMOGRA	Accélération de la production de fumée	$SMOGRA = 1000 \cdot \max\left(\frac{SPR_{av}(t)}{t}\right)$ en m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup>
$TSP_{600s}$	Emission de fumée totale	$TSP_{600s} = \sum_{0s}^{600s} SPR(t) \cdot \Delta t$ En m <sup>2</sup>
Fs	Distance de propagation de flamme	En mm

Où :

- $HRR_{av}$  est le taux de dégagement de chaleur en moyenne sur 30 secondes (en kW),

- $SPR_{av}$  est le taux moyen de production de fumée sur 60 secondes (en  $m^2 / s$ ),
- $t$  est le temps écoulé après le début de l'essai (en s), c'est-à-dire après l'allumage du brûleur,
- $\Delta t$  est l'intervalle de temps d'acquisition des données de la mesure en s.

Classe	Méthode(s) d'essai	Critères de classification	Classification supplémentaire
A1	NF EN ISO 1182 <sup>(1)</sup> et	$\Delta T \leq 30$ °C et $\Delta m \leq 50$ % et $t_f = 0$ (pas d'inflammation prolongée)	-----
	NF EN ISO 1716	$PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> (1) et $PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> (2) (2a) et $PCS \leq 1,4$ MJ.m <sup>-2</sup> (3) et $PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> (4)	-----
A2	NF EN ISO 1182 <sup>(1)</sup> ou	$\Delta T \leq 50$ °C et $\Delta m \leq 50$ % et $t_f \leq 20$ s	-----
	NF EN ISO 1716 et	$PCS \leq 3,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> (1) et $PCS \leq 4,0$ MJ.m <sup>-2</sup> (2) (2) $PCS \leq 4,0$ MJ.m <sup>-2</sup> (3) $PCS \leq 3,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> (4)	-----
	NF EN 13823 (SBI)	FIGRA $\leq 120$ W.s <sup>-1</sup> et LFS < bord de l'éprouvette et THR <sub>600s</sub> $\leq 7,5$ MJ	Production de fumée <sup>(5)</sup> et Gouttelettes/particules enflammées <sup>(6)</sup>
B	NF EN 13823 (SBI) et	FIGRA $\leq 120$ W.s <sup>-1</sup> et LFS < bord de l'éprouvette et THR <sub>600s</sub> $\leq 7,5$ MJ	Production de fumée <sup>(5)</sup> et Gouttelettes/particules enflammées <sup>(6)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> Exposition = 30s	F <sub>s</sub> $\leq 150$ mm en 60s	
C	NF EN 13823 (SBI) et	FIGRA $\leq 250$ W.s <sup>-1</sup> et LFS < bord de l'éprouvette et THR <sub>600s</sub> $\leq 15$ MJ	Production de fumée <sup>(5)</sup> et Gouttelettes/particules enflammées <sup>(6)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> Exposition = 30s	F <sub>s</sub> $\leq 150$ mm en 60s	
D	NF EN 13823 (SBI) et	FIGRA $\leq 750$ W.s <sup>-1</sup>	Production de fumée <sup>(5)</sup> et Gouttelettes/particules enflammées <sup>(6)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> Exposition = 30s	F <sub>s</sub> $\leq 150$ mm en 60s	
E	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> Exposition = 15s	F <sub>s</sub> $\leq 150$ mm en 20s	Gouttelettes/particules enflammées <sup>(7)</sup>
F	Aucune performance déterminée		

<sup>(1)</sup> Pour les produits homogènes et les composants substantiels des produits non homogènes.

<sup>(2)</sup> Pour tout composant non substantiel externe des produits non homogènes.

<sup>(2a)</sup> Ou bien, pour tout composant externe non substantiel ayant un PCS  $\leq 2,0$  MJ.m<sup>-2</sup>, pour autant que le produit remplit les critères suivants de NF EN 13823 (SBI) : FIGRA  $\leq 20$  W.s<sup>-1</sup> et LFS < bord du spécimen et THR<sub>600s</sub>  $\leq 4,0$  MJ, et s1, et d0.

<sup>(3)</sup> Pour tout composant non substantiel interne des produits non homogènes.

<sup>(4)</sup> Pour le produit dans son ensemble.

<sup>(5)</sup> s1 = SMOGRA  $\leq 30$  m<sup>2</sup>.s<sup>-2</sup> et TSP<sub>600s</sub>  $\leq 50$  m<sup>2</sup>, s2 = SMOGRA  $\leq 180$  m<sup>2</sup>.s<sup>-2</sup> et TSP<sub>600s</sub>  $\leq 200$  m<sup>2</sup>; s3 = ni s1 ni s2.

<sup>(6)</sup> d0 = Pas de gouttelettes/particules enflammées persistant plus de 10s dans NF EN 13823 (SBI) avant 600s; d1 = pas de gouttelettes/particules enflammées persistant plus de 10s dans NF EN 13823 (SBI) avant 600s; d2 = ni d0 ni d1; Allumage du papier dans NF EN ISO 11925-2 résultats dans la classe d2.

<sup>(7)</sup> Accepté = pas d'allumage du papier (pas de classe); refusé = allumage du papier (classe d2).

<sup>(8)</sup> En cas d'attaque par la flamme en surface et, le cas échéant, compte tenu de l'application finale du produit, d'attaque par le bord.

Figure A. 1 : Essais pour la classification au feu

Pour tous les sols, les essais à effectuer sont donnés par la figure A1.2.

Classe	Méthode(s) d'essai	Critères de classification (valeurs moyennes)	Classification supplémentaire
A1 <sub>FL</sub>	NF EN ISO 1182 <sup>(1)</sup> et	$\Delta T \leq 30$ °C et $\Delta m \leq 50$ % et $t_f = 0$ (pas d'inflammation prolongée)	-----
	NF EN ISO 1716	$PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> <sup>(1)</sup> et $PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> <sup>(2)</sup> et $PCS \leq 1,4$ MJ.m <sup>-2</sup> <sup>(3)</sup> et $PCS \leq 2,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> <sup>(4)</sup>	-----
A2 <sub>FL</sub>	NF EN ISO 1182 <sup>(1)</sup> ou	$\Delta T \leq 50$ °C et $\Delta m \leq 50$ % et $t_f \leq 20$ s	-----
	NF EN ISO 1716 et	$PCS \leq 3,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> <sup>(1)</sup> ; et $PCS \leq 4,0$ MJ.m <sup>-2</sup> <sup>(2)</sup> et $PCS \leq 4,0$ MJ.m <sup>-2</sup> <sup>(3)</sup> et $PCS \leq 3,0$ MJ.kg <sup>-1</sup> <sup>(4)</sup>	-----
	NF EN ISO 9239-1 <sup>(5)</sup>	Flux critique <sup>(6)</sup> $\geq 8,0$ kW.m <sup>-2</sup>	Production de fumée <sup>(7)</sup>
B <sub>FL</sub>	NF EN ISO 9239-1 <sup>(5)</sup> et	Flux critique <sup>(6)</sup> $\geq 8,0$ kW.m <sup>-2</sup>	Production de fumée <sup>(7)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> <i>Exposition = 15s</i>	$F_s \leq 150$ mm en 20s	
C <sub>FL</sub>	NF EN ISO 9239-1 <sup>(5)</sup> et	Flux critique <sup>(6)</sup> $\geq 4,5$ kW.m <sup>-2</sup>	Production de fumée <sup>(7)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> <i>Exposition = 15s</i>	$F_s \leq 150$ mm en 20s	
D <sub>FL</sub>	NF EN ISO 9239-1 <sup>(5)</sup> et	Flux critique <sup>(6)</sup> $\geq 3,0$ kW.m <sup>-2</sup>	Production de fumée <sup>(7)</sup>
	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> <i>Exposition = 15s</i>	$F_s \leq 150$ mm en 20s	
E <sub>FL</sub>	NF EN ISO 11925-2 <sup>(8)</sup> <i>Exposition = 15s</i>	$F_s \leq 150$ mm en 20s	
F <sub>FL</sub>	Aucune performance déterminée		

<sup>(1)</sup> Pour les produits homogènes et les composants substantiels des produits non homogènes.

<sup>(2)</sup> Pour tout composant non substantiel externe des produits non homogènes.

<sup>(3)</sup> Pour tout composant non substantiel interne des produits non homogènes.

<sup>(4)</sup> Pour le produit dans son ensemble.

<sup>(5)</sup> Durée de l'essai = 30 minutes.

<sup>(6)</sup> Le flux critique est défini comme le flux radiatif à partir duquel la flamme s'éteint ou le flux radiatif après une période d'essai de 30 minutes, selon la valeur qui est la moins élevée (c'est-à-dire le flux correspondant à la propagation de flamme la plus étendue).

<sup>(7)</sup> s1 = Fumée  $\leq 750$  %.min ; s2 = pas s1.

<sup>(8)</sup> En cas d'attaque par la flamme en surface et, le cas échéant, compte tenu de l'application finale du produit, d'attaque par le bord.

Figure A. 2: Essais pour la classification au feu des sols



## Annexe B : Détermination du taux de charge des dalles en thermoplastique

Afin de déterminer le taux de charge en carbonate de calcium présent dans les dalles thermoplastiques, une analyse thermogravimétrique a été utilisée. Les expériences ont été réalisées par le Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces<sup>9</sup>. Les dalles thermoplastiques ont été broyées sous forme de poudre. Une masse de 24,06 mg a été placée dans une thermobalance METTLER TOLEDO. Les échantillons ont été chauffés entre 30°C et 1000°C avec une vitesse de chauffe de 10°C/min. Les expériences ont été effectuées sous atmosphère inerte avec de l'azote dont le débit a été fixé à 30 mL/min. La figure B1 présente la perte de masse adimensionnée ainsi que la vitesse de perte de masse adimensionnée en fonction de la température. La perte de masse se déroule en deux étapes. Une première perte de masse apparaît entre 300°C et 500°C avec une vitesse de dégradation maximale à 462,5°C. Durant cette première étape, la perte de masse correspond à 49,36 % de la masse initiale. Cette première réaction correspond à la dégradation du polypropylène. Thiry-Muller [246] et Goa et coll. [247] situent en effet la dégradation du polypropylène entre 300 et 500°C. La seconde perte de masse se situe entre 600°C et 800°C et correspond à 20,97 % de la masse initiale. La perte de masse est maximale pour une température de 777°C. Cette étape correspond à la décomposition du carbonate de calcium en oxyde de calcium (CaO) et en dioxyde de carbone (CO<sub>2</sub>) [248,249] :



Par conséquent, la seconde perte de masse observée est due au dégagement de dioxyde de carbone. A la fin de la décomposition, il reste 29,67 % de la masse initiale de l'échantillon ce qui est en accord avec les analyses de cendres réalisées par l'entreprise SOCOR suivant la norme ISO 1171 (Tableau 2.1).

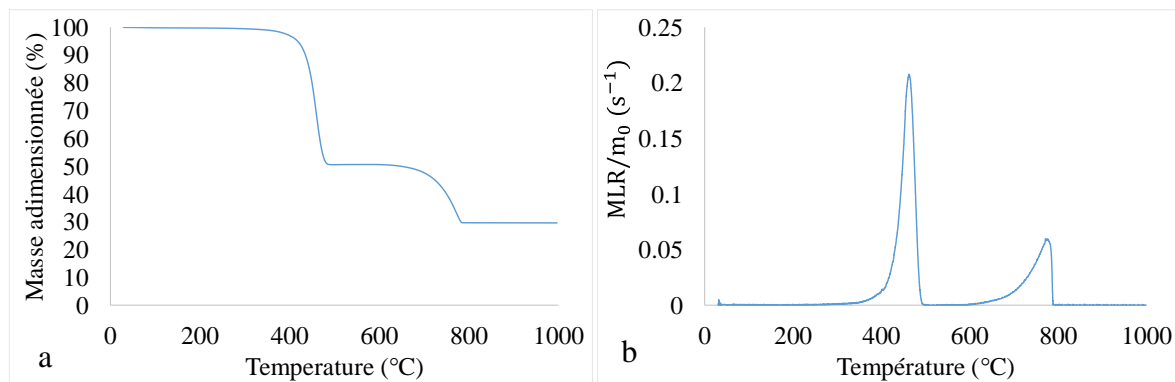


Figure B. 1: a) Perte de masse adimensionnée b) Vitesse de perte de masse adimensionnée obtenues pour les dalles thermoplastiques chauffées à 10°C/min sous atmosphère inerte

D'après l'analyse thermogravimétrique, pour 1 kg de dalle thermoplastique, il y a donc 296,7 g d'oxyde de calcium restant ce qui correspond à 5,29 moles. D'après l'équation A1, il y a donc initialement 5,29 moles de carbonate de calcium dans la dalle ce qui représente une masse de 0,529 kg. Par conséquent, le taux de charge est d'environ 53%.

<sup>9</sup> Laboratoire des Multimatériaux et Interfaces – UMR CNRS 5615 Université Claude Bernard Lyon 1 – Bâtiment Chevreul – 6 Rue Victor Grignard – 69622 Villeurbanne – 04 72 43 15 70

## Annexe C : Etude de l'influence du porte-échantillon lors de l'étude de la réaction au feu des dalles de terrasses face à une source radiative à l'échelle matériau

Deux porte-échantillons (Fig. C1) ont été étudiés lors de l'étude de la réaction au feu des dalles de terrasse face à une source radiative :

- Un porte-échantillon standardisé en acier inoxydable appelé par la suite « panier fermé ».
- Un porte-échantillon de  $10 \times 10 \text{ cm}^2$  en acier inoxydable grillagé appelé par la suite « panier ouvert ».

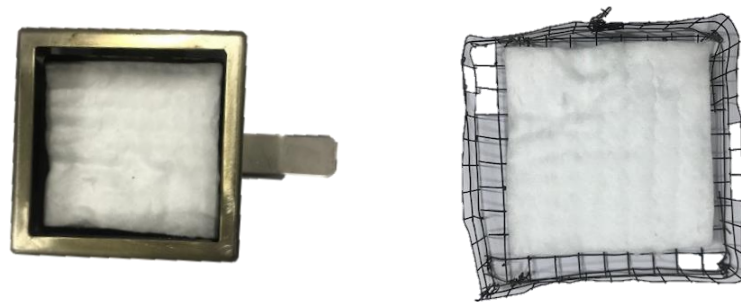


Figure C. 1: Photographie a) du porte-échantillon standardisé b) du porte-échantillon grillagé

L'étude de l'influence du porte-échantillon a été réalisée avec des dallettes de bois sèches. La figure C2 présente les temps d'inflammation moyens en fonction de la densité de flux. Les barres verticales montrent la variabilité observée lors des différents réplicas. Pour les deux porte-échantillons, le même flux critique a été obtenu, à savoir  $9 \text{ kW/m}^2$ . La comparaison des temps obtenus pour les deux types de porte-échantillons montre des résultats similaires. Avant  $14 \text{ kW/m}^2$ , le panier ouvert a tendance à induire des temps d'inflammation supérieurs alors qu'après  $14 \text{ kW/m}^2$ , on observe une tendance inverse. En moyenne, les temps d'inflammation varient d'environ 18%. Le type de panier ne semble donc pas avoir d'influence notable sur le temps d'inflammation.

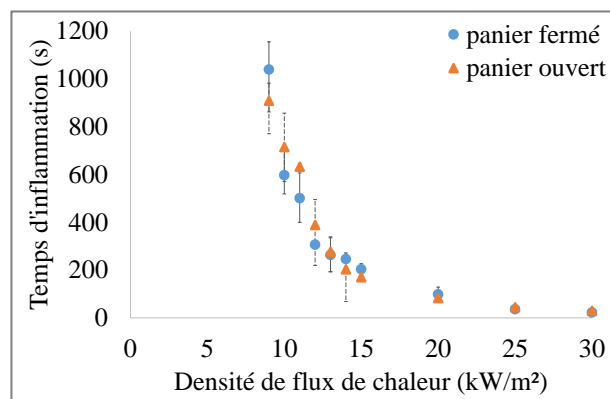


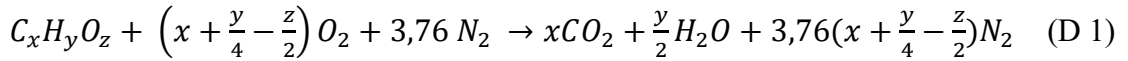
Figure C. 2: Temps d'inflammation obtenus avec les deux types de porte-échantillons

## Annexe D : Principe de la mesure calorimétrique par consommation d'oxygène

La puissance du feu (HRR) est un des paramètres clé dans la compréhension du comportement au feu des matériaux. Elle est déterminée à partir de la quantité d'oxygène consommée lors de la combustion. Cette annexe a pour but de présenter les principes de cette mesure calorimétrique pour le cône calorimètre et pour le LSHR.

### D.1 Cas du cône calorimètre

La réaction stœchiométrique de la combustion complète d'un combustible du type  $C_xH_yO_z$  s'écrit :



L'énergie dégagée lors de la combustion est directement liée à la quantité de dioxygène consommée. Le débit calorifique, noté ici  $HRR$ , est donné par le produit de la constante calorifique  $E$  et du débit massique de consommation d'oxygène :

$$HRR = E(\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2}) \quad (D 2)$$

L'exposant 0 correspond à l'air entrant.

Le débit massique de dioxygène est obtenu par la mesure du débit massique des gaz d'extraction et de la fraction molaire de dioxygène dans ces gaz. Le débit massique est mesuré à l'aide d'un diaphragme situé dans le conduit d'évacuation des gaz de combustion. L'expression du débit massique est la suivante :

$$\dot{m}_e = C \sqrt{\frac{\Delta P}{T_e}} \quad (D 3)$$

Où  $\Delta P$  est le différentiel de pression,  $T_e$  la température des gaz et  $C$  est une constante déterminée par une procédure de calibration via un bruleur au méthane. La fraction molaire de dioxygène mesurée au niveau des analyseurs,  $X_{O_2}^A$ , est liée au débit d'oxygène. Sans combustion, elle est donnée par :

$$X_{O_2}^{A_0} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^0}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^0}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^0}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^0}{M_{N_2}}} \quad (D 4)$$

Au cours de la combustion la fraction d'oxygène  $X_{O_2}^A$ , est donnée par l'expression :

$$X_{O_2}^A = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}}} \quad (D 5)$$

Les débits massiques d'oxygène correspondants peuvent être obtenus grâce aux deux expressions suivantes :

$$\dot{m}_{O_2}^0 = \frac{X_{O_2}^{A_0}}{(1 - X_{CO_2}^{A_0} - X_{O_2}^{A_0})} \frac{M_{O_2}}{M_{N_2}} \dot{m}_{N_2}^0 \quad (D 6)$$

et

$$\dot{m}_{O_2} = \frac{X_{O_2}^A}{(1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \frac{M_{O_2}}{M_{N_2}} \dot{m}_{N_2} \quad (D 7)$$

La différence des deux expressions (D 6) et (D 7) est donc :

$$\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2} = \frac{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A) - X_{O_2}^A (1 - X_{CO_2}^{A_0})}{(1 - X_{CO_2}^{A_0} - X_{O_2}^{A_0})(1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \frac{M_{O_2}}{M_{N_2}} \dot{m}_{N_2} \quad (D 8)$$

d'où

$$HRR = E \frac{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A) - X_{O_2}^A (1 - X_{CO_2}^{A_0})}{(1 - X_{CO_2}^{A_0} - X_{O_2}^{A_0})(1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \frac{M_{O_2}}{M_{N_2}} \dot{m}_{N_2} \quad (D 9)$$

Le facteur de consommation  $\phi$  peut être introduit afin de simplifier la relation précédente :

$$\phi = \frac{\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2}}{\dot{m}_{O_2}^0} \quad (D 10)$$

soit après calcul

$$\phi = \frac{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A) - X_{O_2}^A (1 - X_{CO_2}^{A_0})}{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO}^A - X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \quad (D 11)$$

On obtient donc :

$$HRR = \frac{E \phi X_{O_2}^{A_0}}{(1 - X_{CO_2}^{A_0} - X_{O_2}^{A_0})} \frac{M_{O_2}}{M_{N_2}} \dot{m}_{N_2} \quad (D 12)$$

L'expression du débit massique d'azote,  $\dot{m}_{N_2}$ , est inconnue et doit être établie :

$$\dot{m}_{N_2} = \dot{m}_a X_{N_2}^0 \frac{M_{N_2}}{M_a} \quad (D 13)$$

avec  $\dot{m}_a$  et  $M_a$ , représentent respectivement le débit massique ( $kg.s^{-1}$ ) et la masse molaire de l'air entrant.

Le calcul direct de  $X_{N_2}^0$  n'est pas possible directement à cause de l'assèchement des gaz mesurés. En effet la mesure de la concentration d'oxygène nécessite un échantillon gazeux dépourvu d'eau pour ne pas endommager l'analyseur et celui-ci est donc séché en deux étapes (piège à froid puis colonne d'agent séchant). Cependant, on montre que :

$$X_{N_2}^0 = (1 - X_{H_2O}^0)(1 - X_{CO_2}^{A_0} - X_{O_2}^{A_0}) \quad (D 14)$$

En portant ces deux résultats dans l'expression de la puissance, on obtient :

$$HRR = E \phi X_{O_2}^{A_0} \dot{m}_a (1 - X_{H_2O}^0) \frac{M_{O_2}}{M_a} \quad (D 15)$$

Le débit massique d'air entrant  $\dot{m}_a$  étant impossible à estimer, la relation suivante a été établie entre le débit des gaz d'extraction  $\dot{m}_e$  et  $\dot{m}_a$ .

$$\frac{\dot{m}_e}{M_e} = \frac{\dot{m}_a}{M_a} (1 - \phi) + \frac{\dot{m}_a}{M_a} \alpha \phi \quad (D 16)$$

Dans cette relation,  $\alpha$  représente le facteur d'expansion, c'est à dire le rapport entre le nombre de moles d'une fraction d'air pour lequel l'oxygène serait totalement consommé à celui des produits de la combustion. Il est recommandé d'utiliser la valeur de 1,105 pour  $\alpha$  [250].

En prenant  $M_e \approx M_a$ , cette expression devient :

$$\dot{m}_a = \frac{\dot{m}_e}{1 + \phi (\alpha - 1)} \quad (D 17)$$

Finalement, en portant (D 17) dans (D 15) la puissance calorifique est donnée par :

$$HRR = E \frac{\phi}{1 + \phi (\alpha - 1)} \dot{m}_e \frac{M_{O_2}}{M_a} (1 - X_{H_2O}^0) X_{O_2}^{A_0} \quad (D 18)$$

Lorsque la production de monoxyde de carbone ne peut pas être négligée (cas typique des réactions de combustion sous ventilées), il est nécessaire d'effectuer une correction de la valeur de  $E$  qui est déterminée pour une combustion complète. Le calcul de la puissance s'écrit en tenant compte de la quantité de CO non consommée :

$$HRR = E (\dot{m}_{O_2}^0 - \dot{m}_{O_2}) - (E_{CO} - E) (\Delta \dot{m}_{O_2})_{CO \rightarrow CO_2} \quad (D 19)$$

Avec

$$(\Delta \dot{m}_{O_2})_{CO \rightarrow CO_2} = \frac{1}{2} (1 - \phi) \frac{X_{CO}^A M_{O_2}}{X_{O_2}^A M_a} \dot{m}_a X_{O_2}^{A_0} \quad (D 20)$$

$E_{CO}$  est l'énergie dégagée par unité de masse de dioxygène consommé pour la combustion de CO en CO<sub>2</sub> (17,6 MJ.kg<sup>-1</sup>). En prenant en compte cette correction, l'expression de la puissance calorifique devient :

$$HRR = \left( E \phi - (E_{CO} - E) \frac{1 - \phi}{2} \frac{X_{CO}^A}{X_{O_2}^A} \right) \frac{\dot{m}_e}{1 + \phi (\alpha - 1)} \frac{M_{O_2}}{M_a} (1 - X_{H_2O}^0) X_{O_2}^{A_0} \quad (D 21)$$

## D.1 Cas du LSHR (grand calorimètre)

Afin de mesurer la puissance calorifique dégagée par les dalles à l'échelle produit et par la haie à l'échelle du laboratoire, nous avons utilisé un LSHR. A cette échelle, la puissance de feu est définie en fonction des débits molaires mesurés sans combustion,  $\dot{n}_{O_2}^0$  et lors de la combustion  $\dot{n}_{O_2}$  par :

$$HRR = E (\dot{n}_{O_2}^0 - \dot{n}_{O_2}) M_{O_2} \quad (D 22)$$

Le débit volumique de l'air entrant dans les conditions standards de température et de pression est défini comme suit :

$$\dot{V}_a = \frac{\dot{n}_{O_2}^0 M_a}{X_{O_2}^0 \rho_0} \quad (D 23)$$

Où  $X_{O_2}^0$  est la fraction molaire du dioxygène avant la combustion et où  $\rho_0$  est la masse volumique de l'air sec à 298 K.

Le facteur de consommation en oxygène est introduit de façon pratique :

$$\phi = \frac{\dot{n}_{O_2}^0 - \dot{n}_{O_2}}{\dot{n}_{O_2}^0} \quad (D 24)$$

On obtient alors :

$$HRR = \frac{E \rho_0 M_{O_2}}{M_{air}} X_{O_2}^0 \phi \dot{V}_a \quad (D 25)$$

On introduit ensuite le débit volumique mesuré au niveau du conduit  $\dot{V}_s$ . Parker [251] a déterminé une relation entre  $\dot{V}_a$  et  $\dot{V}_s$ .

$$\dot{V}_s = (1 - \phi) \dot{V}_a + \alpha \phi \dot{V}_a \quad (D 26)$$

$\alpha$  est le facteur d'expansion pour la fraction d'air dépourvue de son oxygène ( $\alpha = 1,105$ ).

Au final, la puissance de feu est donnée par les trois relations suivantes :

$$HRR = \frac{E \rho_0 M_{O_2}}{M_{air}} (1 - X_{H_2O}^0) X_{O_2}^{A_0} \dot{V}_{s,298} \left( \frac{\phi}{(1-\phi) + \alpha \phi} \right) \quad (D 27)$$

$$\dot{V}_{s,298} = \frac{22,4 A k_t}{k_p} \sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}} \quad (D 28)$$

$$\phi = \frac{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO_2}^A) - X_{O_2}^A (1 - X_{CO_2}^{A_0})}{X_{O_2}^{A_0} (1 - X_{CO_2}^A - X_{O_2}^A)} \quad (D 29)$$

Où  $\dot{V}_{s,298}$  représente le débit volumique standard dans le conduit d'extraction,  $k_t$  est une constante déterminée par calibration avec un brûleur au propane,  $k_p = 1,108$  est une constante relative à une sonde de McCaffrey utilisée pour mesurer le débit volumique d'extraction,  $\Delta P$  est la chute de pression au niveau de la sonde et  $T_s$  la température des gaz dans le conduit d'extraction.

## Annexe E : Détermination de la position des dalles et estimation de la densité de flux radiatif impactant les dalles

La densité de flux radiatif produite par le brûleur a été étudiée afin de déterminer le positionnement des dalles de terrasse lors des expériences sous le LSHR. Pour cette étude, la puissance du panneau radiant a été fixée à 33,9 kW, correspondant à une pression de propane de 0,7 bar. Les densités de flux radiatifs ont été mesurées à différentes distances du brûleur. Une cartographie des flux a également été réalisée à une distance de 50 cm du panneau afin de disposer d'une méthode de calcul de la densité de flux (utilisée par exemple pour déterminer la densité de flux reçue sur la tranche des dalles). Cette annexe a pour objectif de présenter ces résultats.

### E.1 Détermination de la position des dalles

#### E.1.1 Distance horizontale entre la dalle et le panneau radiant

Dans un premier temps, la densité de flux reçue par une cible à différentes distances du brûleur a été mesurée. Pour cela, un fluxmètre total (MEDTHERM GTW-10-32-485, avec une plage de mesure qui varie de 0 à 100 kW/m<sup>2</sup>) et un fluxmètre radiatif (MEDTHERM 64P-02-24T, avec une plage de mesure qui varie de 0 à 20 kW/m<sup>2</sup>) ont été positionnés face au brûleur au niveau de son centre. Les mesures ont été enregistrées en faisant varier la distance brûleur/fluxmètres entre 0,1 et 1,1 m. La figure E1 présente les résultats obtenus. Les différentes mesures de densité de flux diminuent lorsque la distance augmente et peuvent être modélisées par les relations suivantes :

$$\Phi_{total} = 52,621e^{-3,1d} \quad (E 1)$$

$$\Phi_{rad} = 42,794e^{-3,015d} \quad (E 2)$$

Avec  $d$  la distance entre le brûleur et le fluxmètre en m.

La densité de flux radiatif est comprise entre 1,7 et 33,1 kW/m<sup>2</sup> tandis que la densité de flux total se situe entre 1,8 et 41,7 kW/m<sup>2</sup>. Ainsi, la densité de flux radiatif est inférieure à celle obtenue avec le fluxmètre total. La différence est par ailleurs plus importante lorsque les fluxmètres sont proches du brûleur. A titre d'exemple, à 0,1 m, la différence est de l'ordre de 20 % alors qu'au-delà de 1 m, la différence n'est plus que de 6%. Cette différence vient de la convection, mesurée par le fluxmètre total, qui est plus importante près du brûleur et qui devient négligeable lorsqu'on s'éloigne de celui-ci.

Pour une distance comprise entre 0,1 et 0,2 m, la densité de flux total est comprise entre 41,7 et 30,5 kW/m<sup>2</sup> et la densité de flux radiatif est comprise entre 33,1 et 25,9 kW/m<sup>2</sup>. Dans la littérature, nous retrouvons des flux critiques d'inflammation compris entre 8 et 13 kW/m<sup>2</sup> [215–218] et entre 7,5 à 15 kW/m<sup>2</sup> [204,213,216] pour le bois et le polypropylène respectivement. Par ailleurs, il convient de rappeler que lors des expériences, une partie du panneau est cachée par une plaque isolante en béton cellulaire afin de protéger la cellule de pesée de la chaleur. Les densités de flux reçues sur la tranche sont ainsi légèrement plus faibles que celles mesurées dans cette étude. Sur la base de ces constatations, afin d'atteindre au minimum 15 kW/m<sup>2</sup> (flux critique d'inflammation le plus élevé retrouvé dans la littérature pour les deux matériaux) sur la tranche des dalles, et en prenant en compte une diminution du flux lors des expériences, nous avons décidé de positionner la dalle de terrasse à 15 cm du panneau radiant. A l'aide des

relations E1 à E3, nous obtenons à cette distance une densité de flux totale de 33,2 kW/m<sup>2</sup> et une densité de flux radiatif en face du brûleur de 27,23 kW/m<sup>2</sup>.

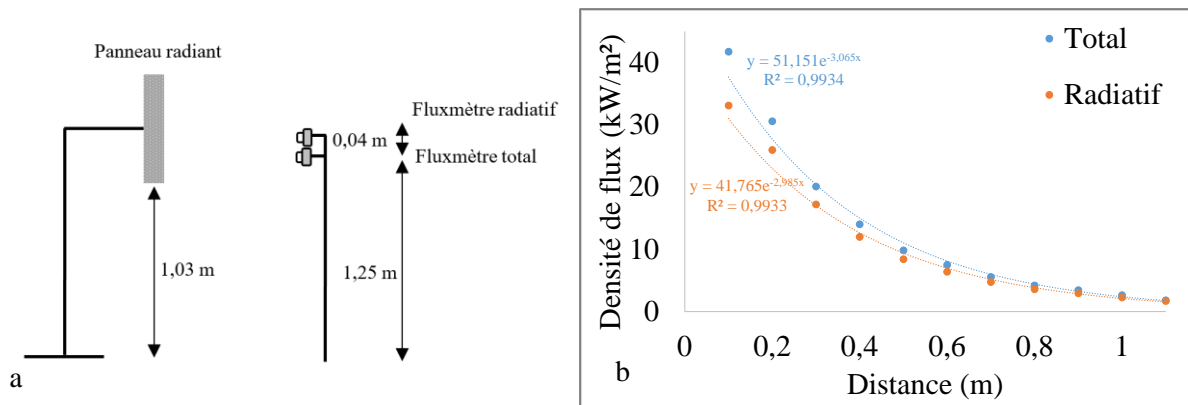


Figure E. 1: a) Schéma des différents points de mesure b) Densité de flux en fonction de la distance

## E.1.2 Distance verticale entre la dalle et le panneau radiant

Afin de voir la variation verticale de la densité de flux reçue, nous avons placé les deux fluxmètres utilisés précédemment à 50 cm de distance du panneau et nous avons fait varier leur hauteur. La figure E2 présente les positions des différentes mesures réalisées. La figure D3 présente les densités de flux total et radiatif obtenues à partir de ces mesures. Une symétrie est observée suivant les positions horizontales  $x$  et verticales  $y$  pour les densités de flux total et radiatif mesurées face au panneau. La densité de flux total horizontale délivrée par le panneau est maximale pour une position  $x$  comprise entre -12,5 et 12,5 cm et pour une hauteur  $z$  variant de -12,5 à 12,5 cm. Sur cette zone, la densité de flux total est en moyenne de 9,4 kW/m<sup>2</sup>. Elle décroît pour atteindre en moyenne 7,3 kW/m<sup>2</sup> au niveau des bords du panneau. Au-delà du panneau (position  $x > 25$  cm,  $z > 25$  cm,  $x < -25$  cm et  $z < -25$  cm), la densité de flux chute jusqu'à atteindre 2,3 kW/m<sup>2</sup> (position  $x = -35$  et  $35$  et  $y = -35$  et  $z = -50$  et  $50$ ). Concernant la densité de flux radiatif horizontale (en face du panneau,) la valeur maximale (8,9 kW/m<sup>2</sup>) a été obtenue pour les hauteurs  $y$  de 12,5 cm et de -12,5 cm. Au-delà du panneau (position  $x > 25$  cm,  $z > 25$  cm,  $x < -25$  cm et  $z < -25$  cm), la densité de flux chute jusqu'à atteindre 1,9 kW/m<sup>2</sup> (position  $x = -35$  et  $35$  et  $y = -35$  et  $z = -54$  et  $54$ ).

Au vu de ces résultats, nous avons décidé de placer la dalle à 12,5 cm en dessous du centre du panneau ( $y = -12,5$  cm) afin d'avoir un flux radiatif mesuré en face du panneau maximal (Fig. D4).



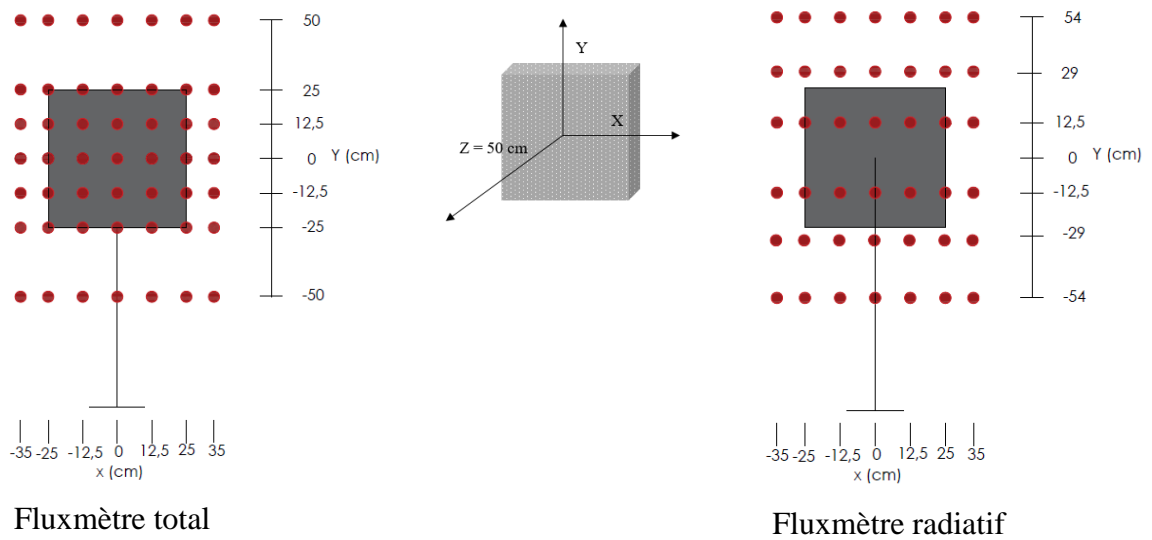


Figure E. 2 : Positionnement des différents fluxmètres pour la cartographie du flux à 0,5 m de distance

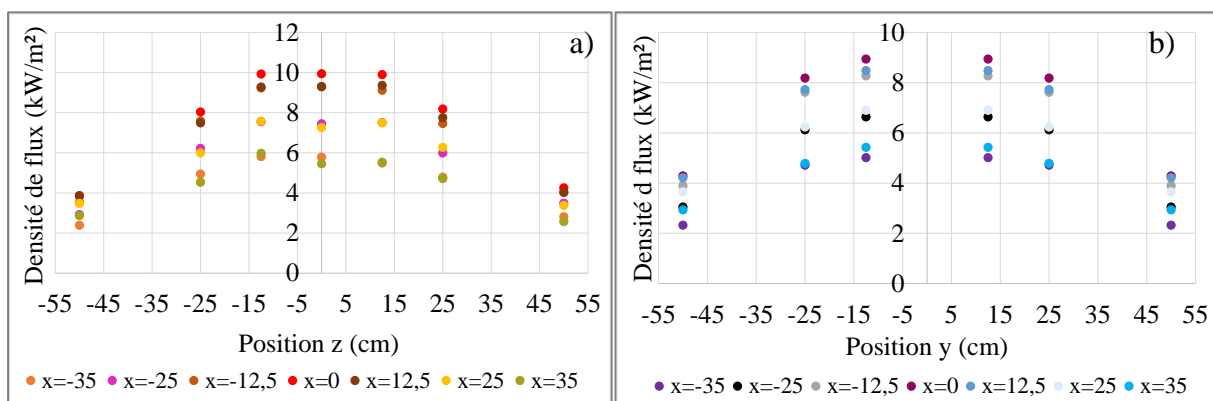


Figure E. 3: Cartographie à 0,5 m de distance a) Densité de flux total face au brûleur et b) Densité de flux radiatif face au brûleur

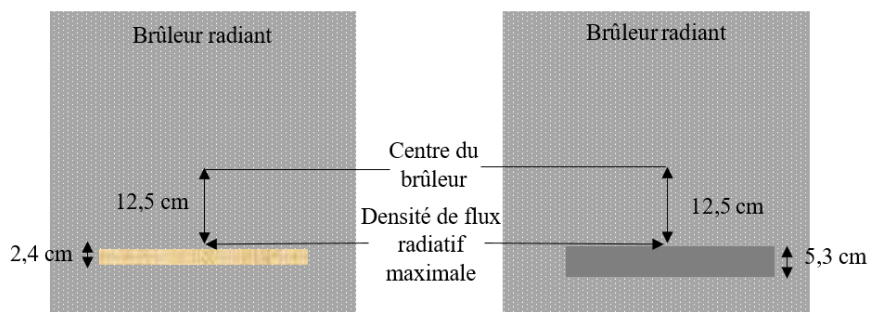


Figure E. 4: Positionnement a) de la dalle en bois et b) de la dalle en thermoplastique par rapport au brûleur radiant

## E.2 Calcul de la densité de flux radiatif reçue sur la tranche des dalles situées à une distance de 15 cm du panneau

A partir de la cartographie précédente, nous avons utilisé une approche par facteur de forme afin de calculer la densité de flux radiatif reçue par la tranche d'une dalle située à 15 cm (position  $z$ ) du panneau radiant. Il convient de rappeler que cette distance a été choisie afin d'atteindre au minimum 15 kW/m<sup>2</sup> (flux critique d'inflammation le plus élevé retrouvé dans la littérature pour les deux matériaux) sur la tranche des dalles tout en prenant en compte le fait qu'une partie du panneau est cachée par du béton cellulaire, utilisé pour protéger la cellule de pesée de la chaleur.

Pour cela, nous supposons que :

- La partie de la dalle concernée est assimilée à une surface élémentaire
- Le panneau radiant est assimilé à un panneau vertical composé de plusieurs surfaces homogènes  $S_i$  (cf. Figure E.5)

La relation suivante permet de calculer la densité de flux radiatif à la position souhaitée :

$$\dot{q}_r'' = \frac{\sum_{i=1}^4 HRR \chi_{rad} F_{dA_1-S_i}}{S} \quad (E 3)$$

où  $HRR$  représente la puissance du panneau égale à 33,9 kW,  $\chi_{rad}$  est la fraction radiative du propane égale à 0,32 (obtenue à partir des mesures réalisées à 50 cm du panneau),  $F_{dA_1-S_i}$  est le facteur de forme entre un élément surfacique  $dA_1$  de la dalle et  $S$  la surface du panneau. Dans ces conditions, on a :

$$F_{dA_1-S_i} = \frac{1}{2\pi} \left[ \frac{X}{\sqrt{1+X^2}} \text{Arctg} \left( \frac{Y}{\sqrt{1+X^2}} \right) + \frac{Y}{\sqrt{1+Y^2}} \text{Arctg} \left( \frac{X}{\sqrt{1+Y^2}} \right) \right] \quad (E 4)$$

où :

$$X = \frac{a_i}{c} \quad \text{et} \quad Y = \frac{b_i}{c} \quad (E 5)$$

$a_i$  et  $b_i$  sont les dimensions de la portion de panneau considéré (Fig. D5) et  $c$  représente la distance entre l'élément  $dA_1$  et le panneau. Les portions du panneau, cachées par la plaque de béton cellulaire non pas été prises en compte dans calcul de la densité de flux radiatif reçue sur la tranche des dalles situées à une distance de 15 cm du panneau.

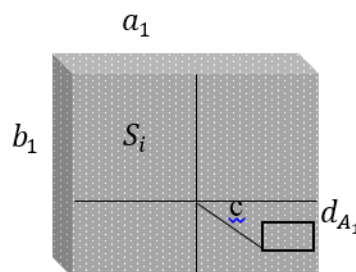


Figure E. 5: Schéma pour le calcul du facteur de forme entre le panneau radiant et la dalle

La figure E 6 présente les résultats obtenus pour la densité de flux radiatif au niveau de la tranche de la dalle en bois. Nous avons choisi de présenter les résultats pour des hauteurs  $y = -$

12,5 (Fig. D4),  $y = -13,7$  et  $y = -14,9$  cm car ces positions correspondent respectivement aux positions de l'arrête supérieure, du milieu et de l'arrête inférieure de la dalle en bois. Pour les dalles en thermoplastique, ces mêmes positions sont présentées pour des hauteurs  $y = -12,5$ ,  $y = -15,15$  et  $y = -17,8$  cm. Nous obtenons des densités de flux radiatif variant entre 30,1 et 22,1 kW/m<sup>2</sup> à 12,5 cm, entre 28,3 et 20,8 kW/m<sup>2</sup> à 13,7 cm et entre 26,5 et 19,5 kW/m<sup>2</sup> à 14,9 cm avec des valeurs maximales au milieu de la tranche de la dalle en bois.

Pour les dalles en thermoplastique, les valeurs varient entre 30,1 et 22,1 kW/m<sup>2</sup> à 12,5 cm, entre 26,1 et 19,1 kW/m<sup>2</sup> à 13,7 cm et entre 22,6 et 16,6 kW/m<sup>2</sup> à 14,9 cm. Pour les deux dalles, la densité de flux diminue de 5 % sur les 10 cm situés de part et d'autre du centre pour les trois positions. Ensuite, la densité de flux décroît de manière plus importante. La décroissance est de 26 % à 20 cm du centre. Pour la dalle en bois, l'écart le plus important, observé entre le centre de l'arrête supérieure et les extrémités de l'arrête inférieure, est de 30,1%. Pour les dalles en thermoplastique, cette différence est plus importante est atteint 44,6 %. Compte tenu de ces données, nous avons considéré que la densité de flux radiatif était quasi-constante sur une longueur de 10 cm de part et d'autre du milieu du brûleur. L'arc électrique, positionné à 8,5 cm du centre de la dalle se situe donc dans une zone de chauffage quasi-homogène.

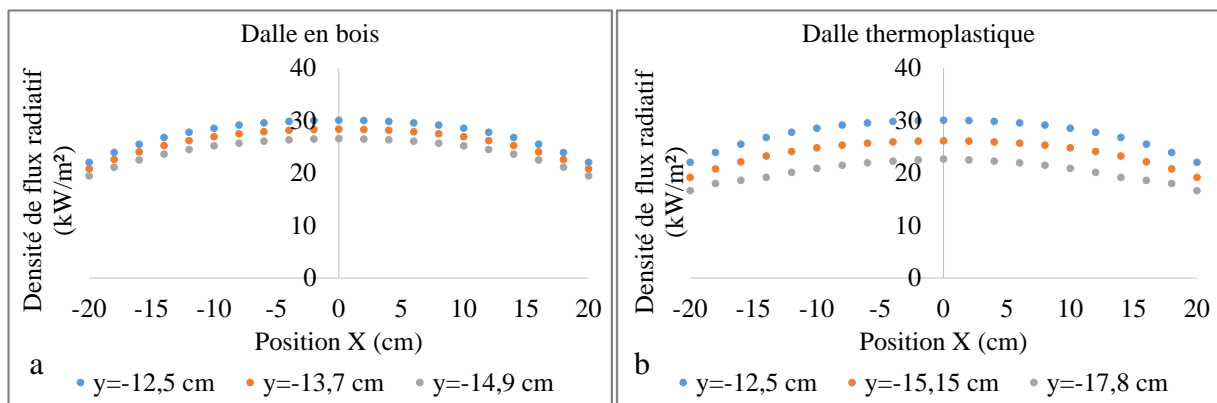


Figure E. 6: Densité de flux radiatif reçu a) sur la tranche de la dalle en bois à 15 cm du panneau et pour des hauteurs  $y = -12,5$ ,  $-13,7$  et  $-14,9$  cm et b) sur la tranche de la dalle en thermoplastique à 15 cm du panneau et pour des hauteurs  $y = -12,5$ ,  $-15,15$  et  $-17,8$  cm.

## Annexe F : Etude de la réaction au feu des copeaux de bois

La réaction au feu des copeaux de bois a été étudiée à l'aide du cône calorimètre. Les copeaux de bois ont d'abord été séchés à dans une étuve à 60°C pendant 48 heures. Ensuite, pour chaque sous-classe de copeaux, un seul copeau a été placé dans un porte-échantillon grillagé à 25 mm du bord inférieur du cône. Le cône a été réglé à une température de 650 °C, ce qui correspond à une densité de flux radiatif de 35 kW/m<sup>2</sup>. L'allumeur piézoélectrique a été placé à mi-hauteur entre le cône chauffant et le copeau afin d'avoir un allumage piloté. Les paramètres suivants ont été étudiés : le temps d'inflammation (correspondant à l'apparition d'une flamme), le temps de résidence de la flamme (correspondant au temps entre l'allumage et l'extinction des flammes) et le temps de combustion sans flamme (correspondant au temps entre l'extinction des flammes et l'extinction totale). Pour chaque sous-classe, au moins trois répétitions ont été effectuées.

Le tableau F1 présente les valeurs moyennes du temps d'allumage, du temps de résidence de flamme et du temps de combustion sans flamme obtenus pour chaque sous-classe de copeaux de bois. Une bonne répétabilité a été obtenue pour tous les paramètres à l'exception du temps de combustion sans flamme. En effet l'oxydation du résidu carbonneux peut être marginale du fait de la libre convection. Malgré une densité de flux radiatif de 35 kW/m<sup>2</sup> imposée avec le cône et la présence de l'allumeur piézoélectrique, aucune inflammation ne s'est produite pour les copeaux des sous-classes C11 et C21. Dans cette partie de l'étude, nous n'avons en effet utilisé qu'un seul copeau. Pour ces deux sous-classes, la quantité de gaz émis lors de la dégradation n'a pas été suffisante pour atteindre la limite inférieure d'inflammabilité. Pour les autres sous-classes, l'allumage a toujours eu lieu. Pour la classe C1, le temps d'allumage moyen est compris entre 36,5 et 46 s. Pour la classe C2, le temps d'allumage se situe entre 38,66 et 46,33 s. Comme le montre l'écart type, il existe une variabilité significative du temps d'allumage pour la sous-classe C12 (entre 26 et 47 s) et également pour la sous-classe C22 (entre 25 et 52 s). Pour ces deux sous-classes, la masse du copeau de bois semble juste suffisante pour libérer une quantité de gaz permettant d'atteindre la limite inférieure d'inflammabilité. Enfin, le temps d'allumage moyen pour la classe C3 est égal à 22 s. Ces valeurs sont légèrement supérieures aux valeurs retrouvées dans la littérature par Ganteaume et coll. [129] pour 8 types de brandons (entre 5,45 (±1,61) et 33,49 (±33,60) s). Cette différence peut venir du type d'allumage utilisé. En effet dans cette étude, un épi-radiateur a été utilisé pour réaliser l'allumage des brandons. Ces derniers ont été alors placés directement au contact de la source de chaleur.

La figure F2a présente le temps d'allumage moyen en fonction de l'épaisseur moyenne des copeaux de bois. Le temps d'allumage augmente proportionnellement avec l'épaisseur des copeaux de bois. Ce résultat est cohérent avec la théorie de l'allumage des matériaux thermiquement fins, pour lesquels le temps d'allumage  $t_{ig}$  est donné par [203]:

$$t_{ig} \approx \frac{\rho c_p \delta (T_{ig} - T_{\infty})}{\dot{q}''} \quad (F 1)$$

où  $\rho$ ,  $c_p$ , et  $\delta$  sont respectivement la masse volumique, la capacité calorifique à pression constante et l'épaisseur du solide.  $T_{ig}$  et  $T_{\infty}$  sont respectivement la température d'allumage et la température ambiante.  $\dot{q}''$  représente la densité de flux radiatif incidente.

Concernant le temps de résidence de flamme, nous avons obtenu pour la classe C1 un temps de résidence de flamme compris entre 30,2 et 83,8 s avec une valeur moyenne pour cette classe de 58,51 (± 26,97) s. Pour la classe C2, le temps de résidence de flamme se situe entre 27,93 et

43,26 s avec une valeur moyenne de 35,43 ( $\pm 10,47$ ) s. Enfin, pour la classe C3, le temps de résidence de flamme est de 35,73 ( $\pm 15,20$ ) s. Ces résultats sont en accord avec les temps de résidence de flamme retrouvés dans l'étude de Ganteaume et coll. [129] (compris entre 4.18 ( $\pm 1.20$ ) et 415.56 ( $\pm 112.58$ ) s).

Quelle que soit la classe, le temps de résidence de flamme augmente lorsque la masse des copeaux de bois croît. Il est difficile de comparer le temps de combustion entre les différentes sous-classes car la masse initiale des copeaux est différente. Cependant, il semble que pour une même masse, le temps de résidence de flamme ait tendance à être plus élevé pour les copeaux de forme carrée (sous-classes C12, C13 et C14) que pour les longitudinaux (sous-classes C22 et C23) et rectangulaires (classe C3) (Fig. E1a).

Le temps de combustion sans flamme pour la classe C1 est compris entre 121,60 et 222,20 s avec une valeur moyenne de 190,66 ( $\pm 57,66$ ) s. Pour la classe C2, il se situe entre 163,20 et 285,60 s avec une valeur moyenne de 224,56 ( $\pm 119,25$ ) s. Enfin, pour la classe C3, il est de 178,66 ( $\pm 59,87$ ) s. Ces valeurs sont supérieures à celles retrouvées dans l'étude de Ganteaume et coll. [129] (compris entre 4.68 ( $\pm 1.34$ ) et 152.47 ( $\pm 79.58$ ) s). Comme pour le temps d'allumage, cette différence provient probablement du protocole expérimental. La figure E2b présente le temps de combustion sans flamme moyen en fonction du volume moyen des copeaux de bois. Le temps de combustion sans flamme diminue proportionnellement avec le volume des copeaux de bois.

Comme pour le temps de résidence de flamme, pour une classe donnée, le temps de combustion sans flamme augmente avec la masse des copeaux de bois. Les brandons longitudinaux ont le temps de combustion sans flamme le plus long pour une même masse. Par ailleurs, quelle que soit la classe considérée, le temps de combustion sans flamme est plus long que le temps de résidence de flamme. Ce résultat est cohérent avec la littérature [129]. Suivant la sous classe considérée, le rapport entre le temps de combustion sans flamme et le temps de résidence de flamme est compris entre 2,6 et 6,6 avec une valeur moyenne de 3,8 pour les brandons de forme carrée, 6,2 pour les longitudinaux et 6,0 pour les rectangulaires. Ces valeurs sont comprises dans la gamme de celles retrouvées dans l'étude de Ganteaume et coll. [129] (compris entre 1,83 et 12,1). En particulier, ils ont obtenu un rapport entre le temps de combustion sans flamme et le temps de résidence de flamme moyen de 6,3 pour des morceaux d'écorce, 2,6 pour des morceaux conique et 5,4 pour des feuilles et des aiguilles.

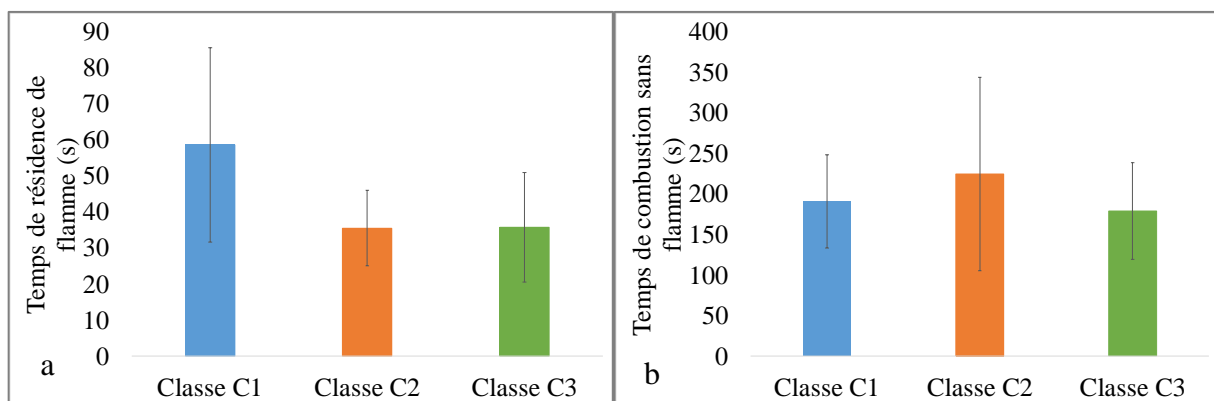


Figure F. 1: a) Temps de résidence de flamme et b) temps de combustion sans flamme - en fonction des différentes classes de brandons

En conclusion de cette étude de la réaction au feu des copeaux de bois, nous constatons que les copeaux de la classe C3 ont le temps d'allumage le plus faible et des temps de combustion entre ceux des sous-classes C12 et C13. Par ailleurs, les copeaux de bois ayant la plus grande capacité

à entretenir les flammes sont ceux de la sous-classe C14. Une fois allumés, ces copeaux ont donc un potentiel élevé pour enflammer les matériaux combustibles après leur atterrissage, même sur de longues distances. Dans la suite de l'étude, l'influence de la position des brandons pour l'allumage des dalles a été étudiée avec les copeaux de cette sous-classe.

Tableau F. 1: Propriétés d'inflammabilité des sous-classes de copeaux de bois

	C11	C12	C13	C14	C21	C22	C23	C3
Temps d'allumage (s)	Pas d'inflammation	36,50 (±7,63)	31,83 (±6,51)	46,00 (±2,16)	Pas d'inflammation	38,66 (±11,02)	46,33 (±2,49)	22,00 (±4,96)
Temps de résidence de flamme (s)		30,20 (±6,00)	47,90 (±3,30)	83,80 (±17,83)		27,93 (±10,30)	43,26 (±0,65)	35,73 (±15,20)
Temps de combustion sans flamme (s)		121,60 (±55,70)	222,20 (±27,92)	221,60 (±18,20)		163,20 (±72,24)	285,60 (±124,81)	178,66 (±59,87)

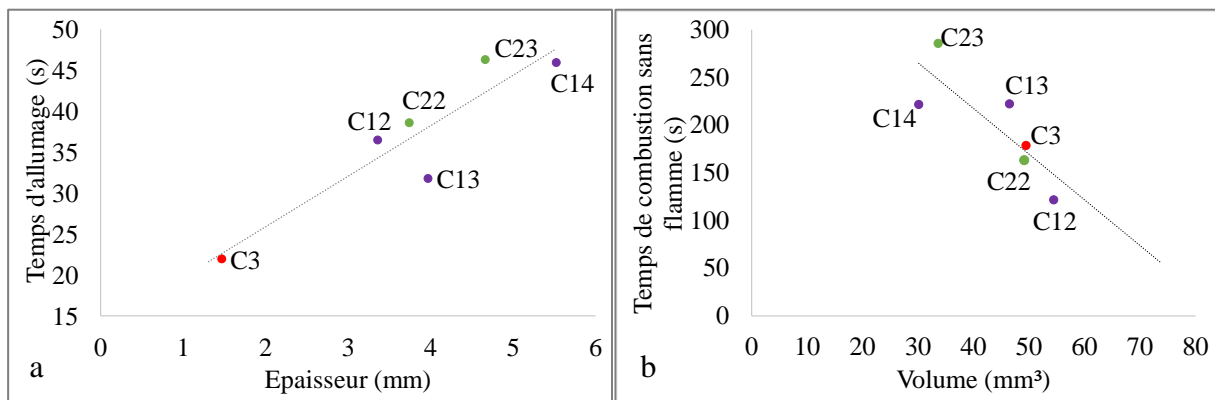
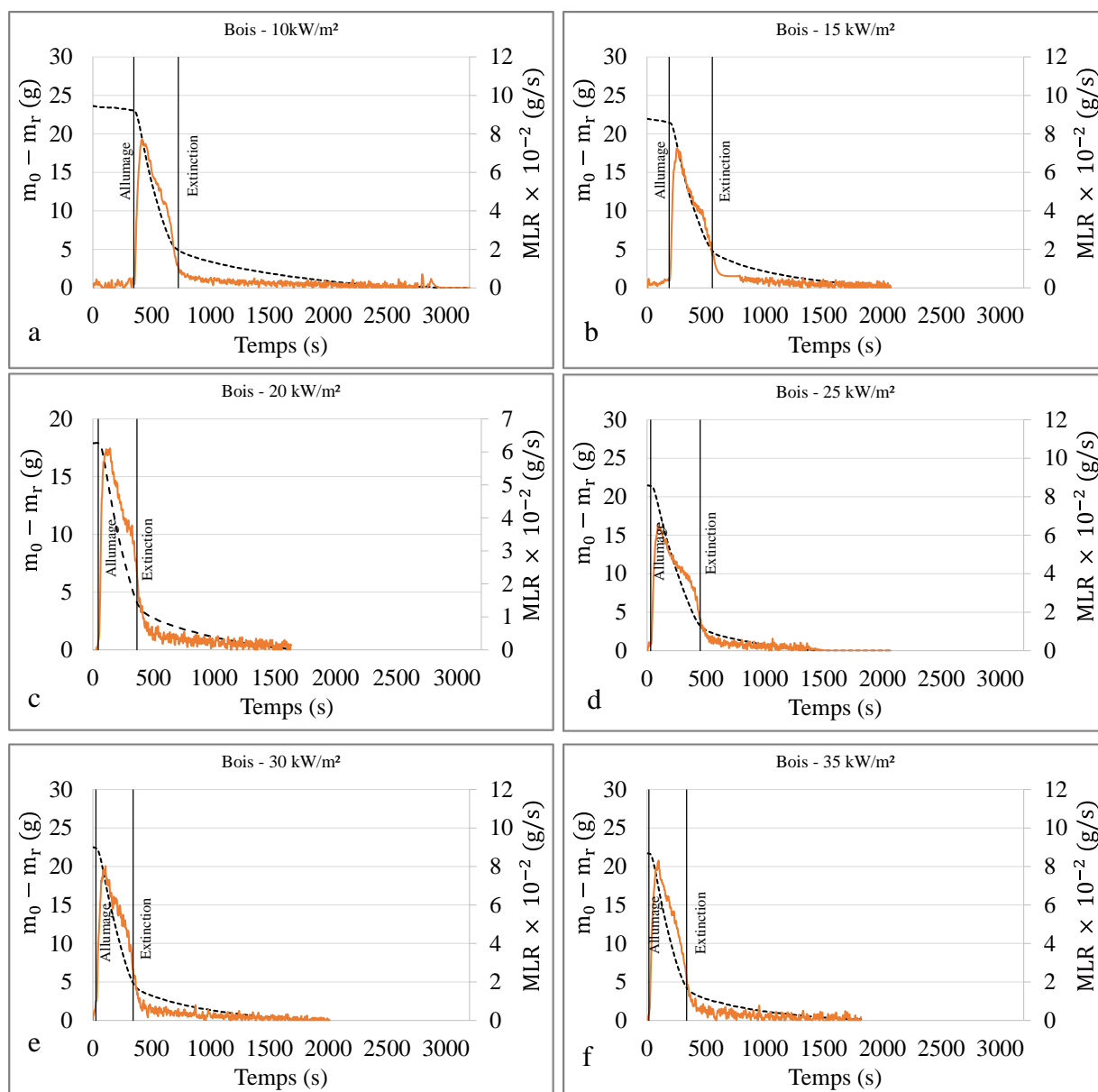


Figure F. 2: a) Temps d'allumage moyen en fonction de l'épaisseur moyenne et b) Temps de combustion sans flamme en fonction du volume moyen des copeaux de bois

## Annexe G : Courbes de l'évolution de la masse et de la vitesse de perte de masse pour une exposition au rayonnement à l'échelle matériau

L'annexe G présente le résultat de l'évolution de la perte de masse et de la vitesse de perte de masse pour un test représentatif du comportement moyen des deux échantillons, pour neuf densités de flux radiatif : 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45 et 50 kW/m<sup>2</sup>. La masse a été réduite à la masse consommée. Ainsi, la masse résiduelle, présente en fin de combustion et notée  $m_r$  a été soustraite de la masse initiale, notée  $m_0$ , des deux dallettes.



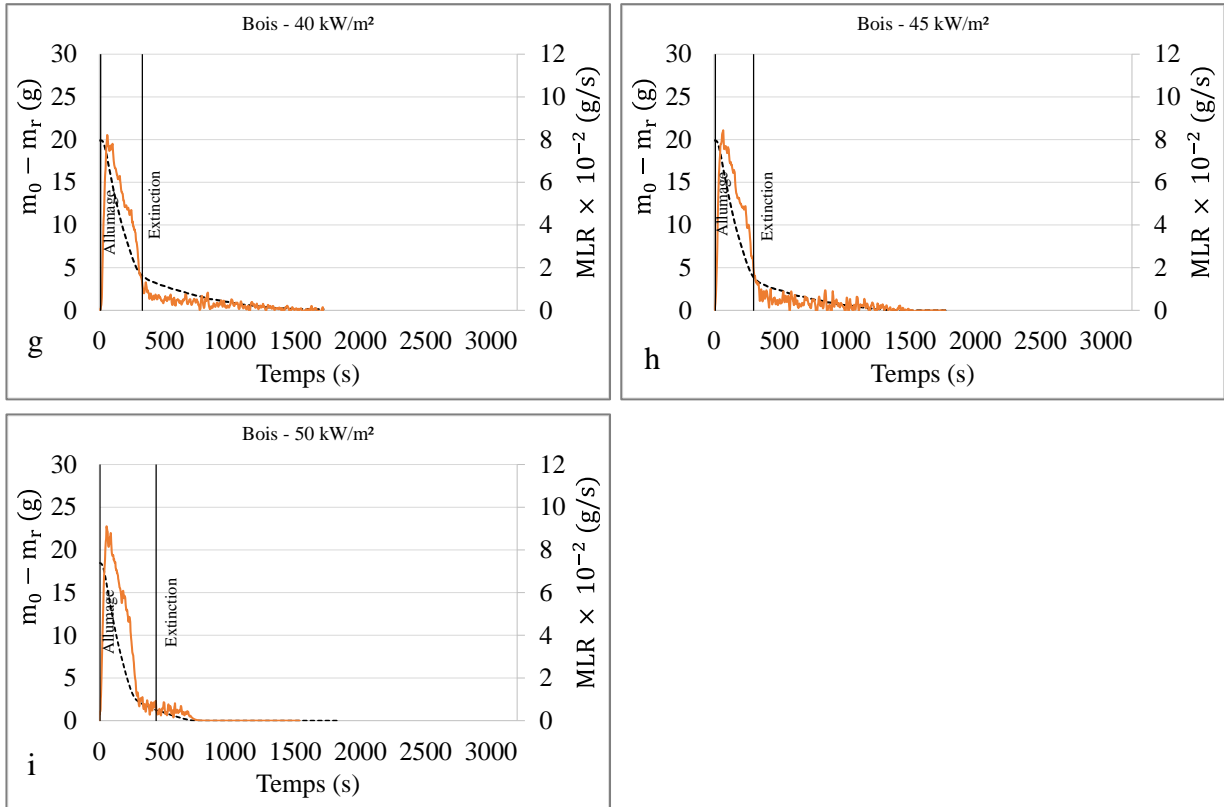
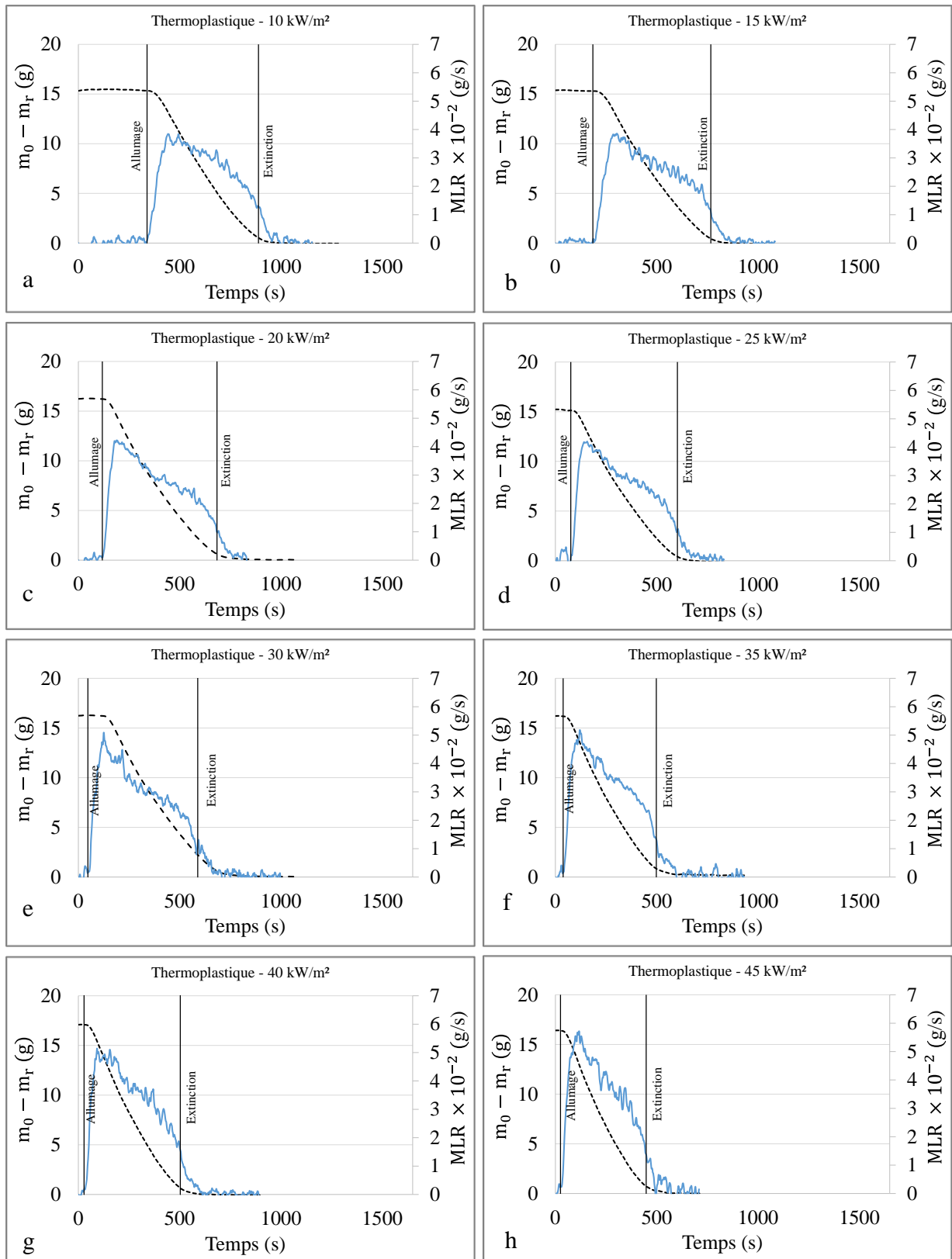


Figure G. 1: Perte de masse réduite par la masse consommée et vitesse de perte de masse pour les dalles en bois exposées à a) 10 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup>, g) 40 kW/m<sup>2</sup>, h) 45 kW/m<sup>2</sup> et i) 50 kW/m<sup>2</sup>





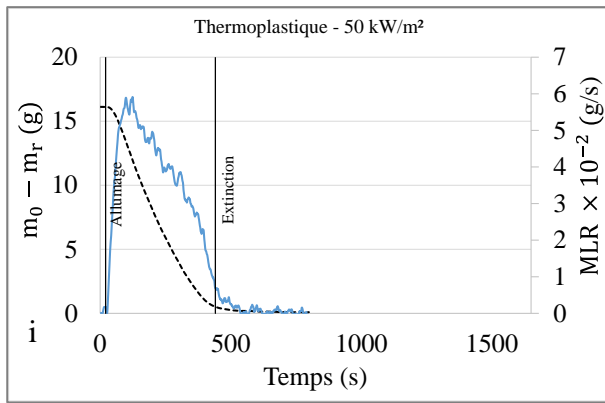


Figure G. 2: Perte de masse réduite par la masse consommée et vitesse de perte de masse pour les dalles en thermoplastique exposées à a) 10 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup>, g) 40 kW/m<sup>2</sup>, h) 45 kW/m<sup>2</sup> et i) 50 kW/m<sup>2</sup>

## Annexe H : Détermination du comportement thermique des dalles

A partir des temps d'inflammation (Fig. 3.5), nous avons déterminé le comportement thermique des échantillons. Pour les matériaux thermiquement fins, le gradient de température au sein du matériau peut être négligé. Le temps d'inflammation est ainsi donné par la relation suivante [203] :

$$t_{ig} = \frac{\rho c \delta}{\dot{q}''} (T_{ig} - T_{\infty}) \quad (\text{H } 1)$$

Avec  $\dot{q}''$  la densité de flux radiatif reçue par le matériau,  $\rho$  la masse volumique du matériau,  $\delta$  son épaisseur,  $c$  sa capacité calorifique massique,  $T_{ig}$  sa température d'inflammation et  $T_{\infty}$  la température ambiante.

Pour un matériau thermiquement épais, le gradient thermique doit être pris en compte et dans ce cas, le temps d'inflammation s'écrit [203] :

$$t_{ig} = \frac{\pi}{4} \lambda \rho c \frac{(T_{ig} - T_{\infty})^2}{\dot{q}''} \quad (\text{H } 2)$$

Avec  $\lambda$  la conductivité thermique du matériau.

Ainsi, en traçant l'évolution de l'inverse du temps d'inflammation et l'évolution de l'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux dalles, on peut déterminer si nos échantillons sont thermiquement fins ou épais. Un échantillon thermiquement fin aura un coefficient de détermination plus important pour la courbe représentant l'inverse du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux. En revanche, si l'échantillon est thermiquement épais, le coefficient de corrélation sera plus grand pour les courbes représentant l'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux.

### H.1 A l'échelle matériau

D'après la figure H.1, les deux dalles peuvent être considérées comme thermiquement épaisses puisque l'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation est proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur (0,99 contre 0,98 pour les dalles en thermoplastique et 0,95 contre 0,94 pour les dalles en bois). Nous avons obtenu des coefficients de corrélation supérieurs pour les dalles thermoplastiques du fait d'un changement de pente à 15 kW/m<sup>2</sup> pour les dalles en bois (Fig. H.1a). Ce phénomène a été observé par différents auteurs pour les matériaux produisant un résidu carbonneux et provient d'un changement du mode d'allumage [215]. A bas flux, l'allumage de ces matériaux est en effet principalement causé par les braises alors qu'à haut flux, l'allumage se produit au niveau de l'allumeur piézo-électrique dans la phase gazeuse.

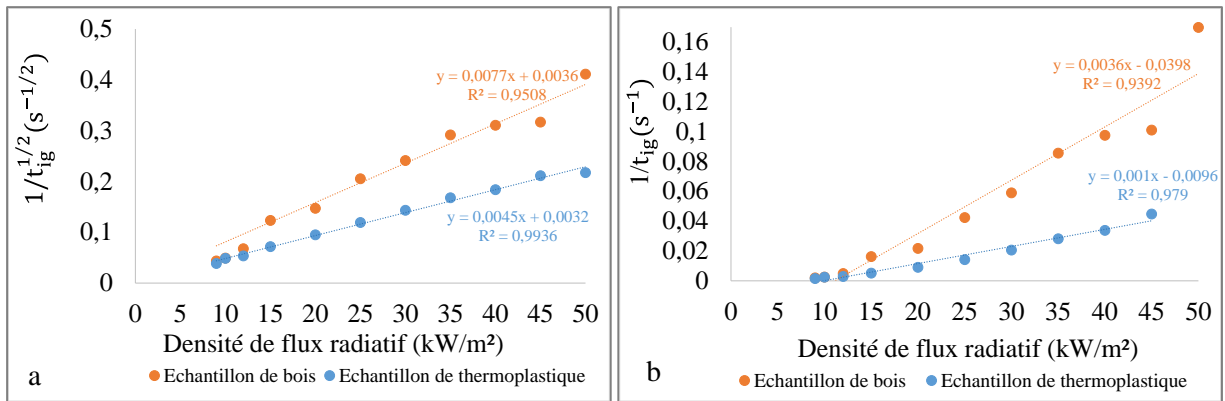


Figure H. 1: a) Inverse de la racine carrée du temps d'inflammation et b) inverse du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux radiatif pour les deux échantillons

## H.2 A l'échelle produit

A partir des temps d'inflammation (Fig. 3.5), nous avons déterminé le comportement thermique des dalles. D'après la figure H.2, les deux configurations des dalles en bois peuvent être considérées comme thermiquement épaisses puisque l'inverse de la racine carrée du temps d'inflammation est proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur (0,98 contre 0,97 pour la configuration perpendiculaire et 0,98 contre 0,92 pour la configuration parallèle). En revanche les dalles en thermoplastique peuvent être considérées comme thermiquement fines puisque l'inverse du temps d'inflammation est proportionnel à la densité de flux radiatif avec un coefficient de corrélation supérieur (0,99 contre 0,95).

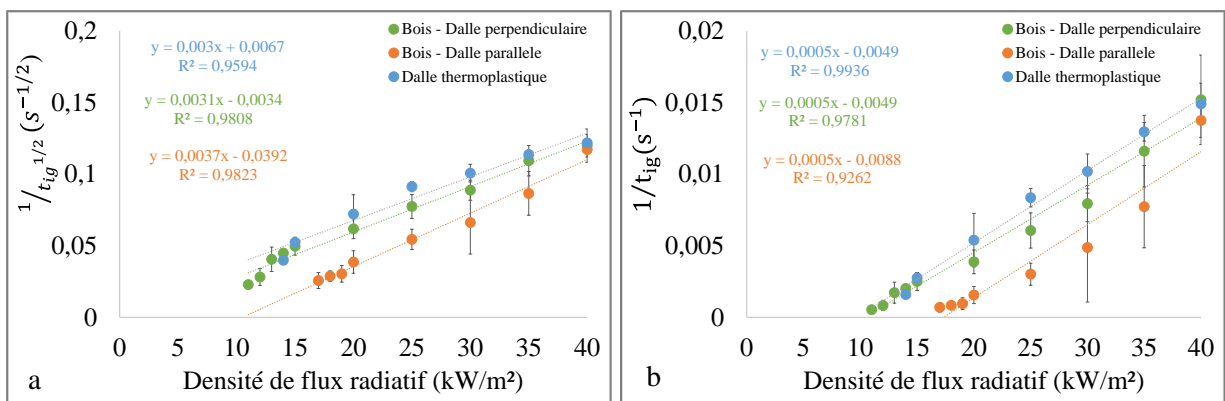
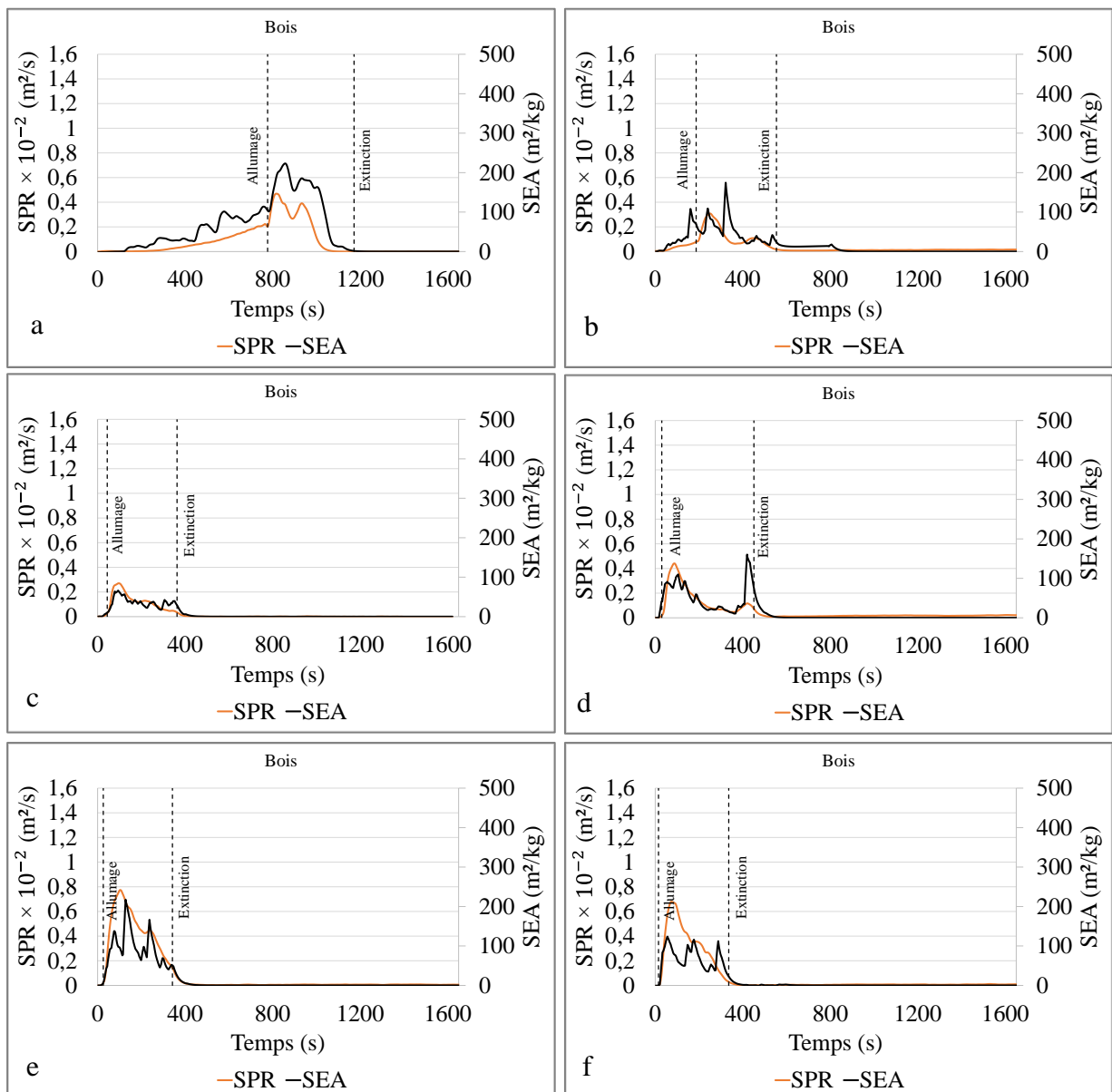


Figure H. 2: a) Inverse de la racine carrée du temps d'inflammation et b) inverse du temps d'inflammation en fonction de la densité de flux radiatif pour les dalles

## Annexe I : Courbes de SPR et SEA pour une exposition au rayonnement à l'échelle matériau

L'annexe I présente le résultat de l'évolution du SPR et du SEA pour un test représentatif du comportement moyen des deux échantillons, pour neuf densités de flux : 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45 et 50 kW/m<sup>2</sup>. Pour les deux dallettes, la production de fumées apparait principalement pendant la phase de flamme. En dessous de 15 kW/m<sup>2</sup> pour les deux échantillons, de la fumée est également libérée pendant la phase de chauffage avant l'allumage. Ceci est cohérent avec les observations visuelles. Par contre, aucune production de fumée ne se produit pendant la phase de combustion sans flamme.



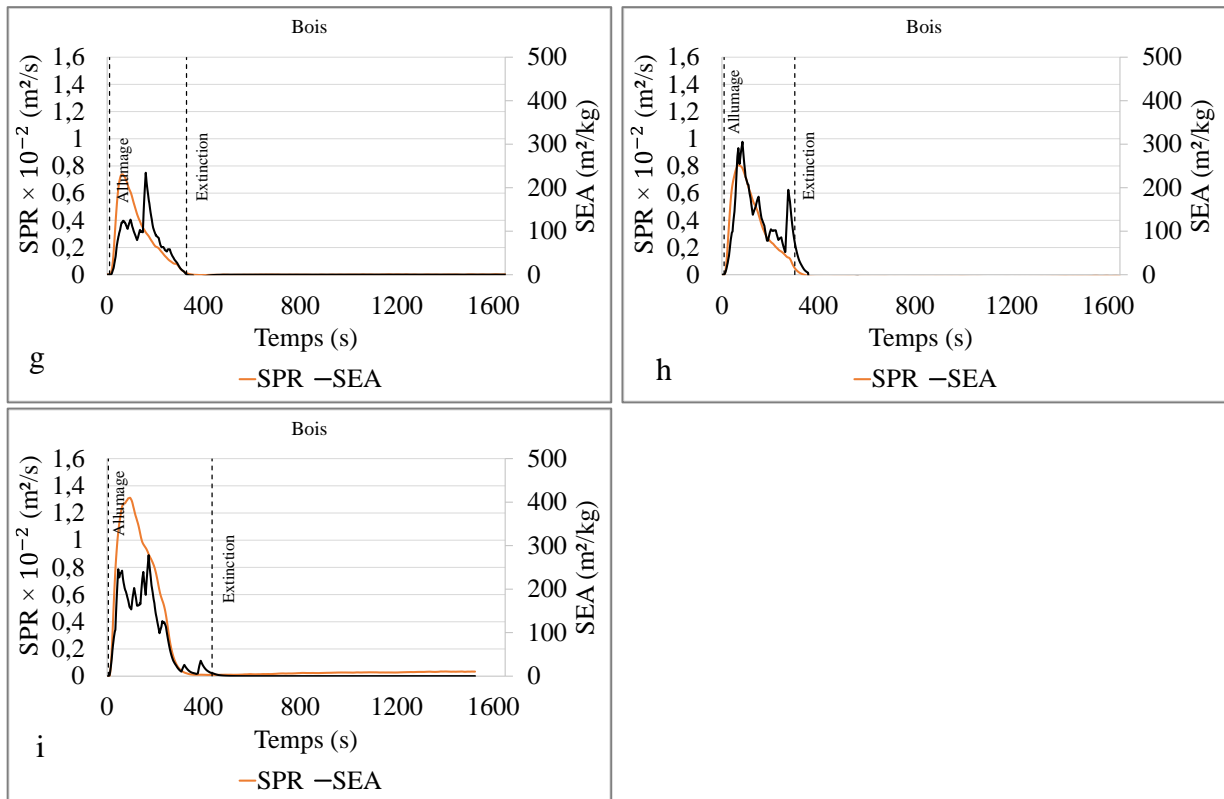
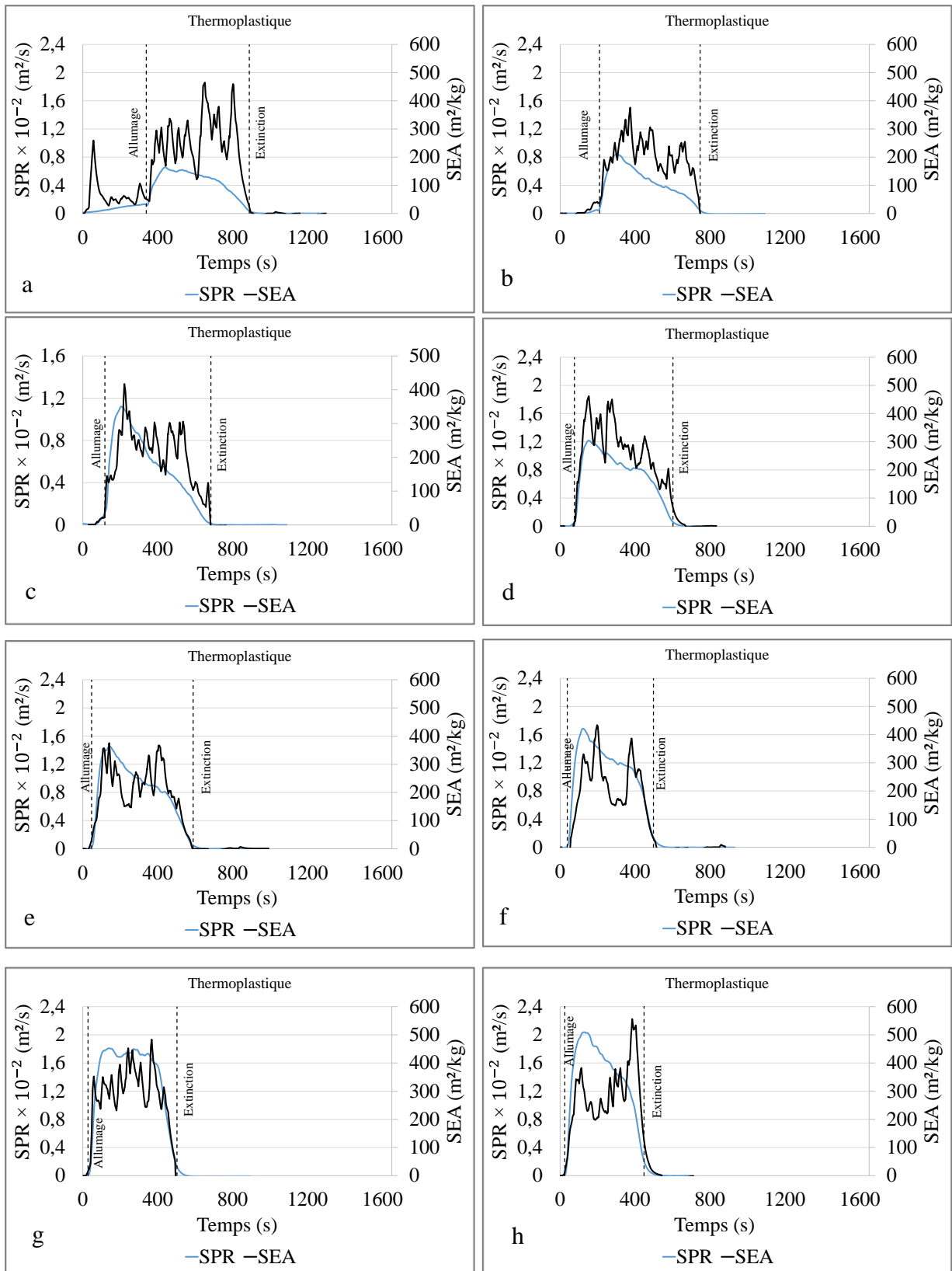


Figure I. 1: Taux de production de fumées (SPR) et aire d’extinction des fumées (SEA) pour les dalles en bois à a) 10 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup>, g) 40 kW/m<sup>2</sup>, h) 45 kW/m<sup>2</sup> et i) 50 kW/m<sup>2</sup>



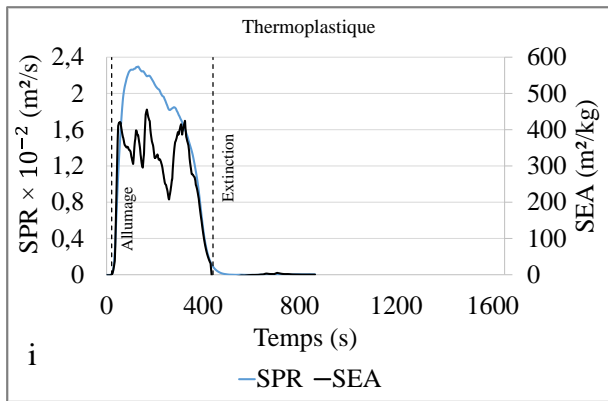
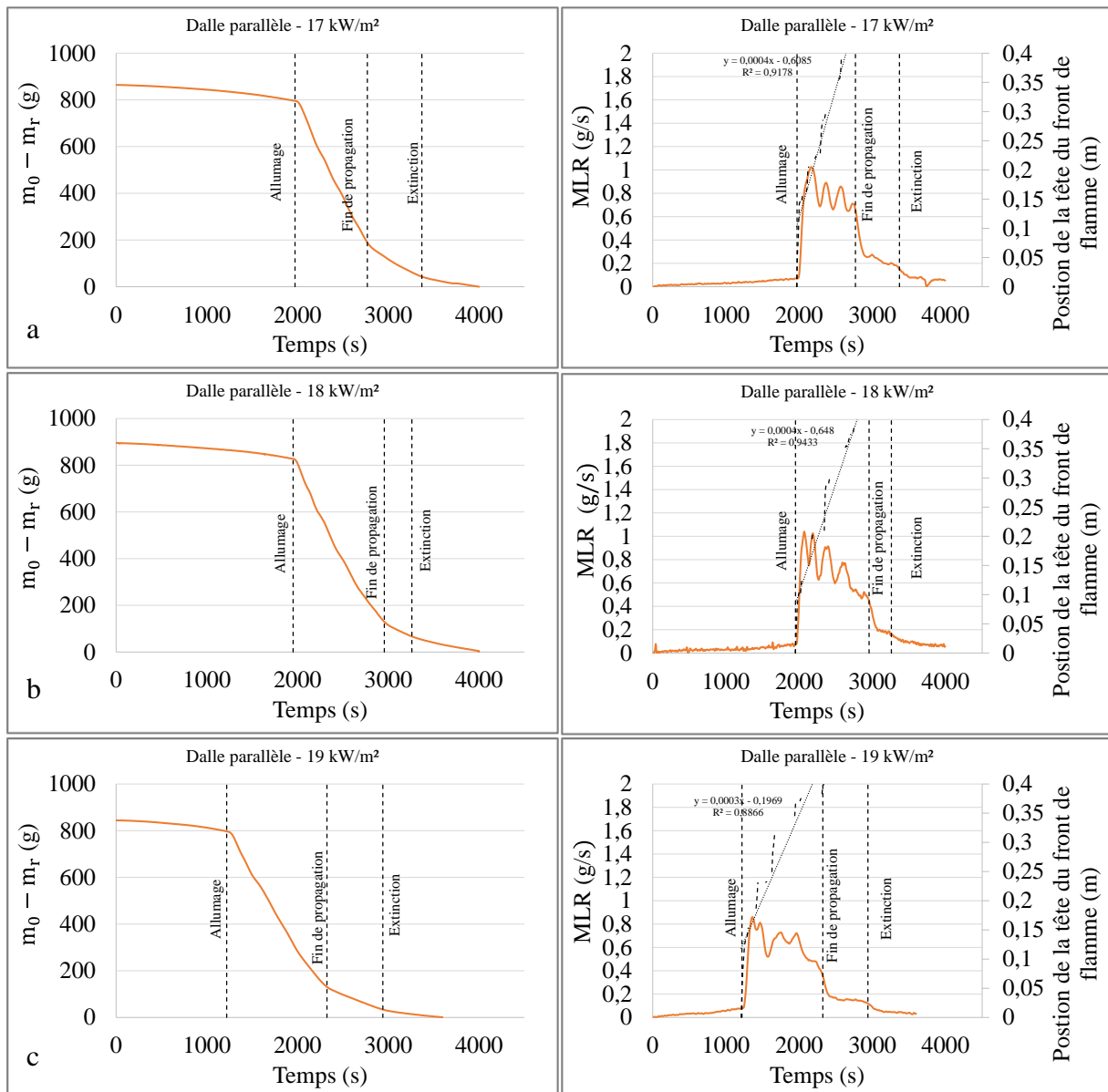


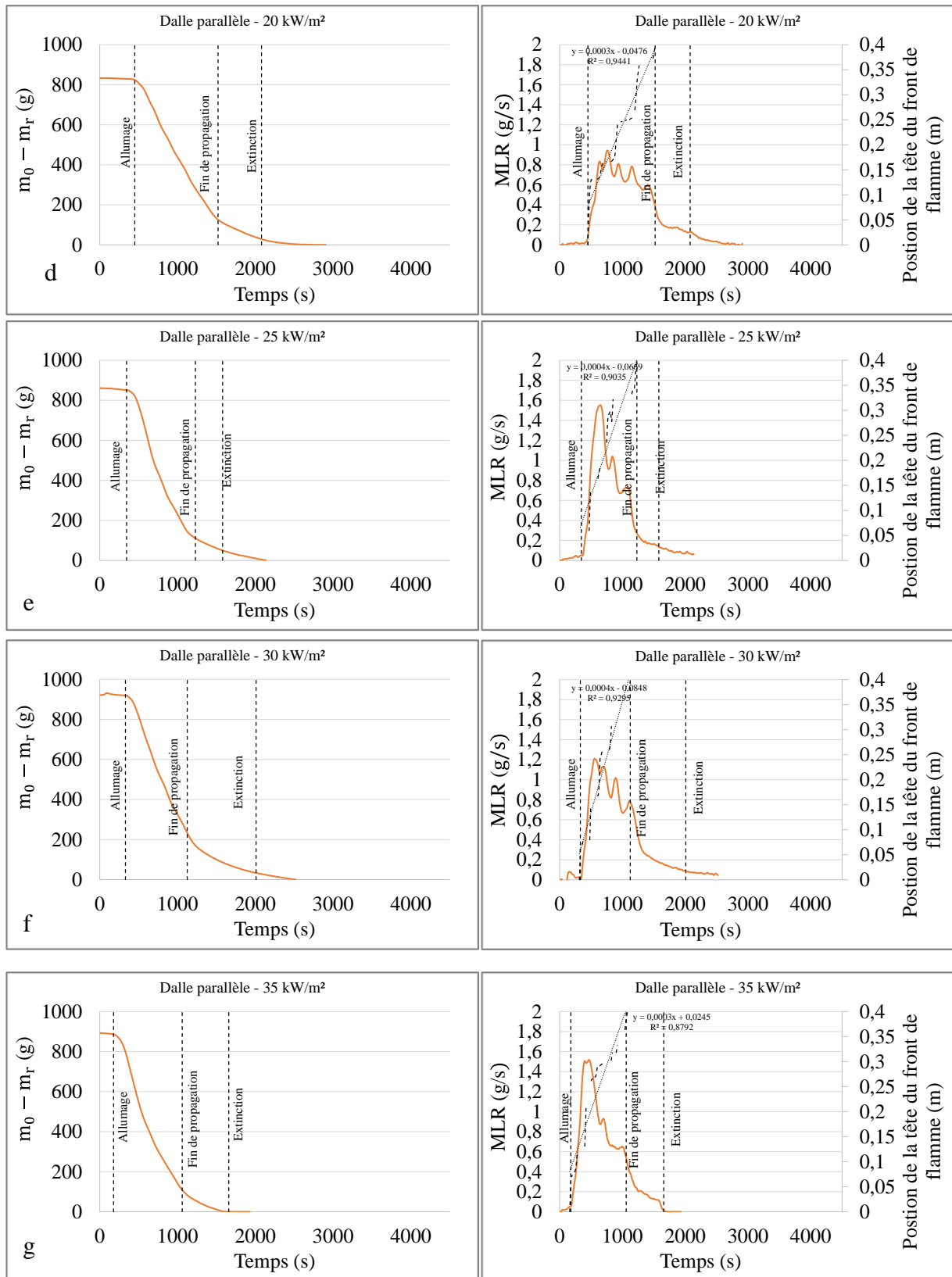
Figure I. 2: Taux de production de fumées (SPR) et aire d’extinction des fumées (SEA) pour les dalles en thermoplastique à a) 10 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m, g) 40 kW/m<sup>2</sup>, h) 45 kW/m<sup>2</sup> et i) 50 kW/m<sup>2</sup>



## Annexe J : Courbes de perte de masse, de vitesse de perte de masse et de la position de la tête du front de flamme pour les dalles soumises à un flux radiatif à l'échelle produit

L'annexe J présente les résultats de l'évolution de la perte de masse et la vitesse de perte de masse pour un test représentatif du comportement moyen des dalles étudiées ainsi que de la position de la tête du front de flamme pour huit densités de flux: 17, 18, 19, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration parallèle, pour dix densités de flux: 11, 12, 13, 14, 15, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration perpendiculaire et pour sept densités de flux: 14, 15, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour les dalles en thermoplastique. La masse a été réduite par la masse consommée. Ainsi, la masse résiduelle présente en fin de combustion, notée  $m_r$ , a été soustraite la masse initiale des dalles, notée  $m_0$ . Quatre phases peuvent être observées sur les courbes : une phase de pré-allumage, une phase de propagation de flamme, une phase de combustion avec flammes résiduelles localisées aux extrémités de la dalle et une phase de combustion sans flamme.





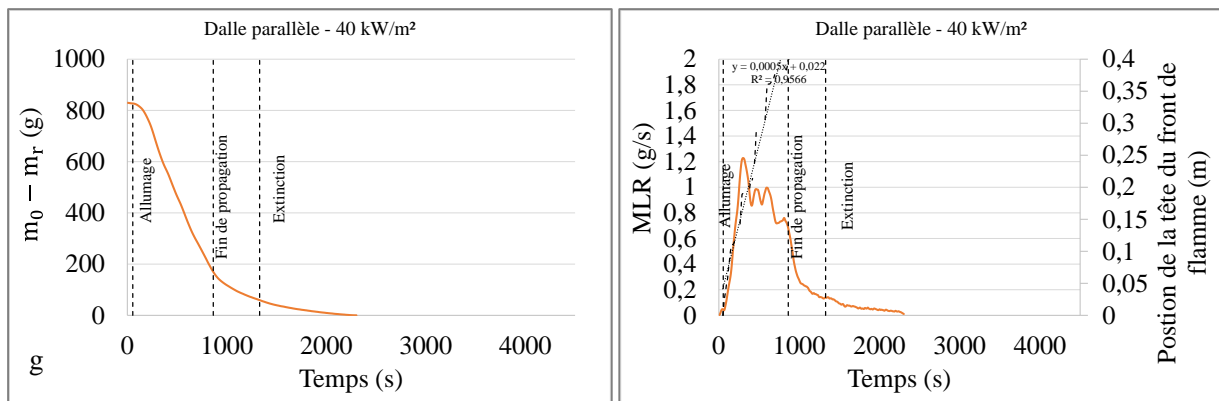
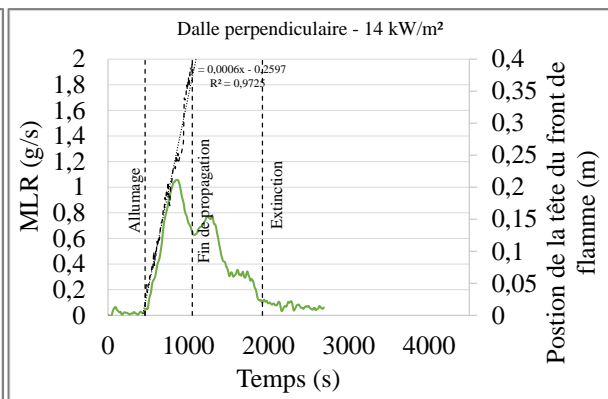
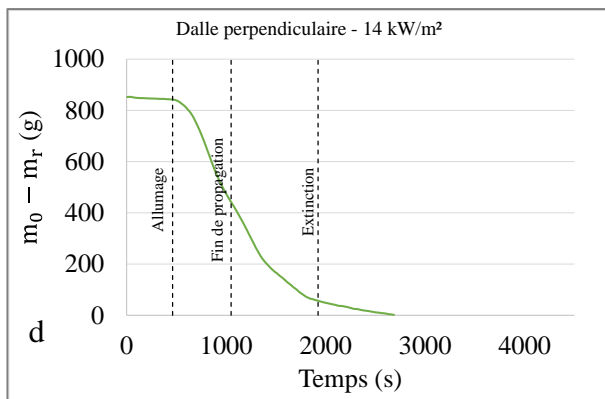
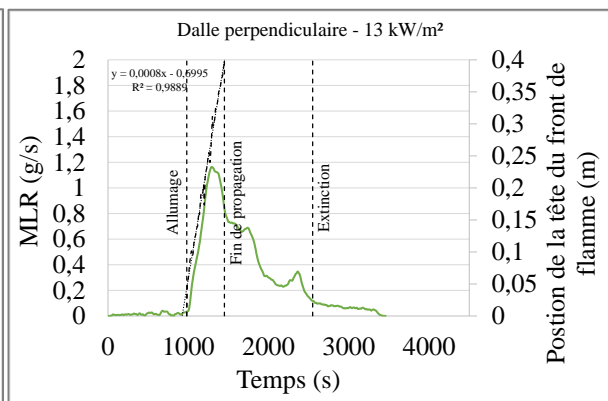
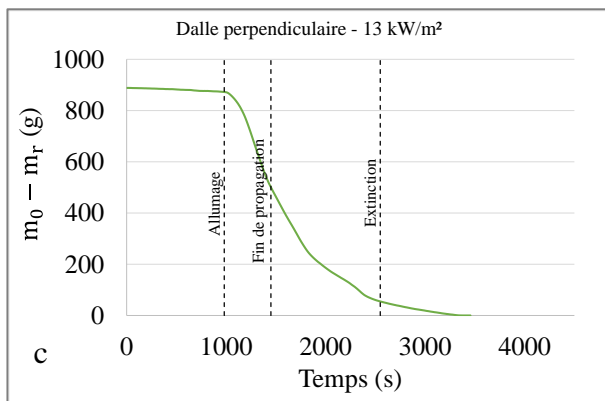
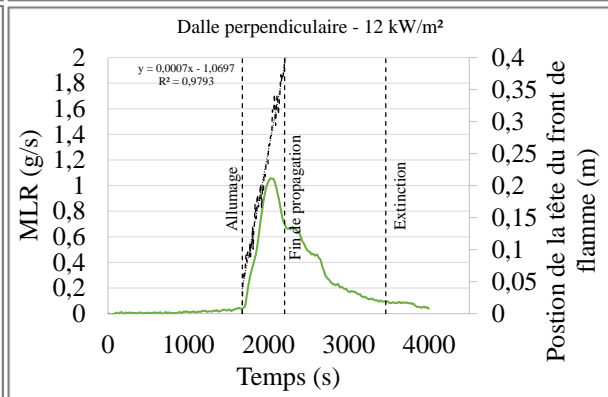
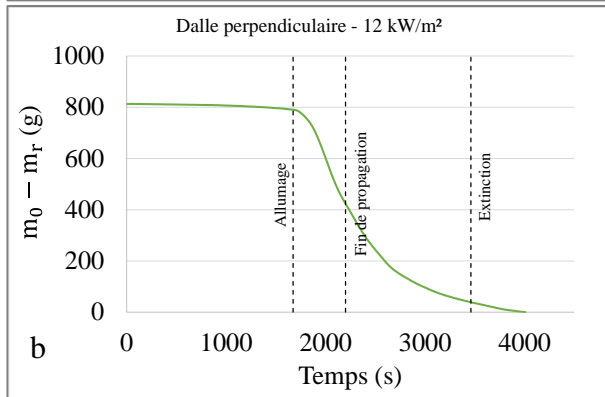
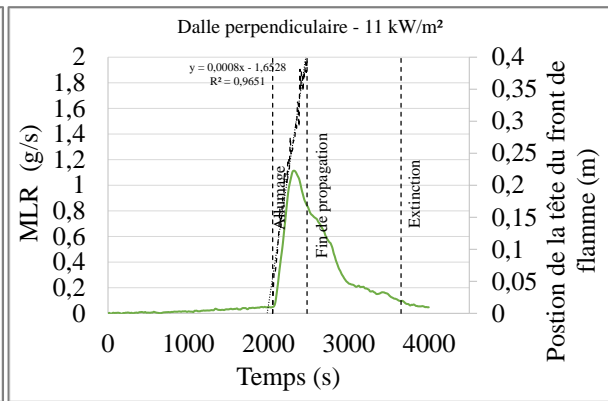
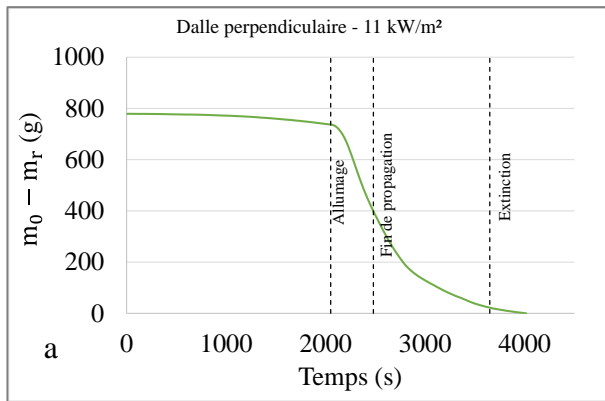
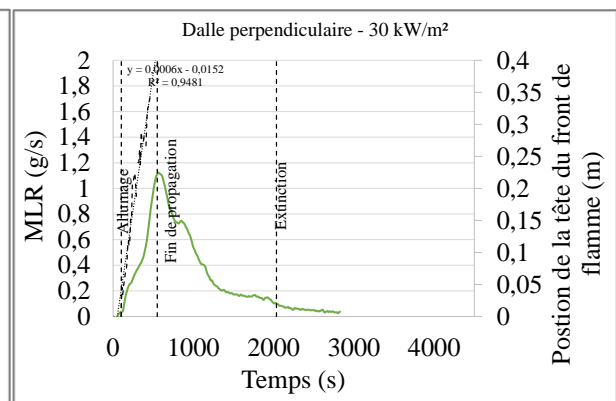
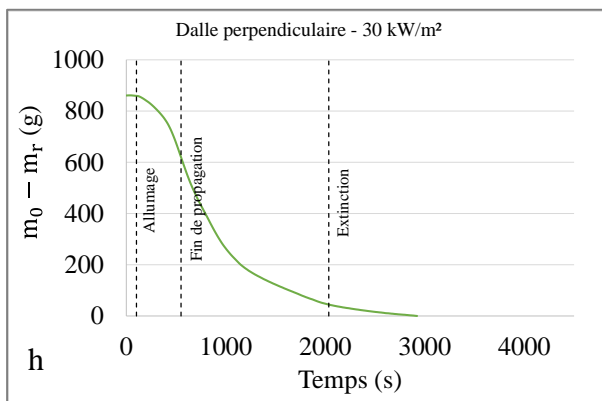
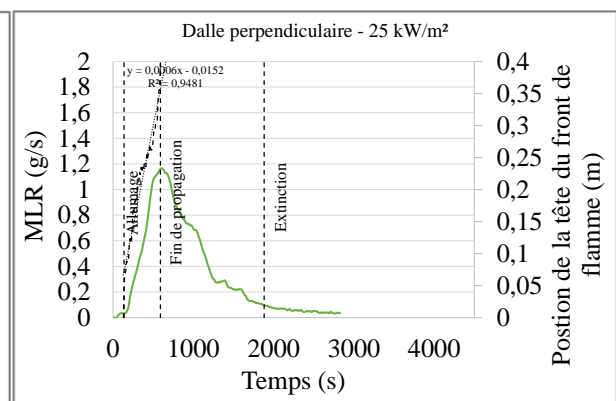
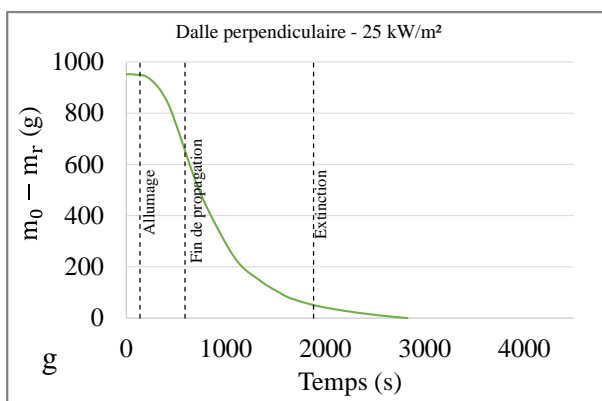
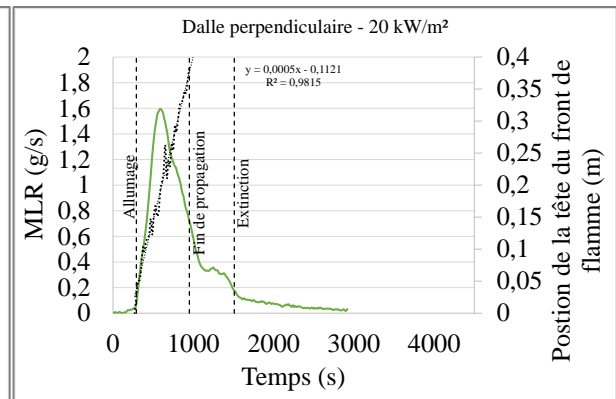
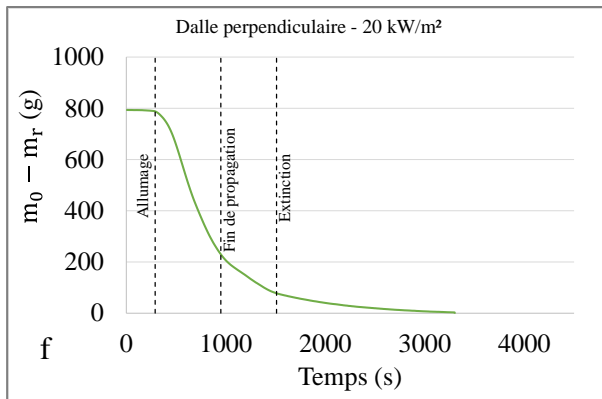
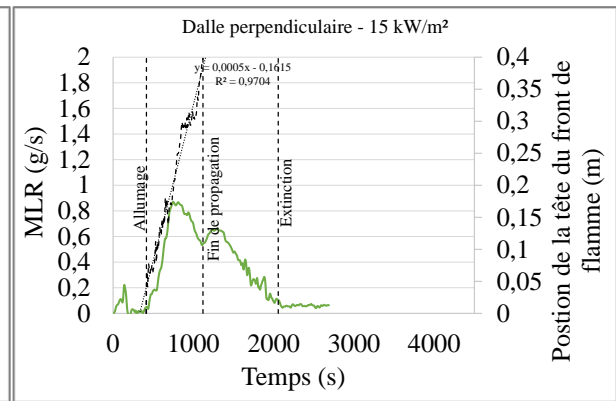
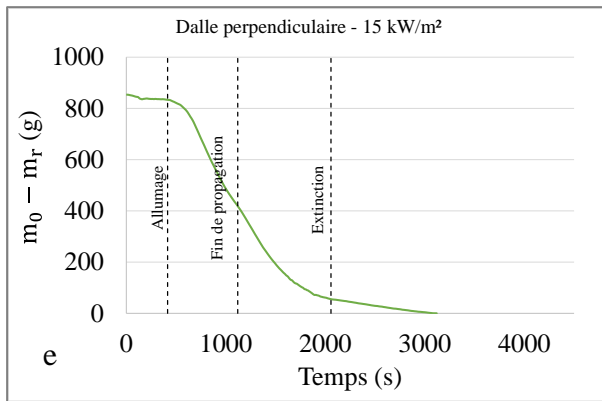


Figure J. 1: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour la configuration parallèle des dalles en bois à a) 17 kW/m<sup>2</sup>, b) 18 kW/m<sup>2</sup> et c) 19 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup>, et g) 40 kW/m<sup>2</sup>





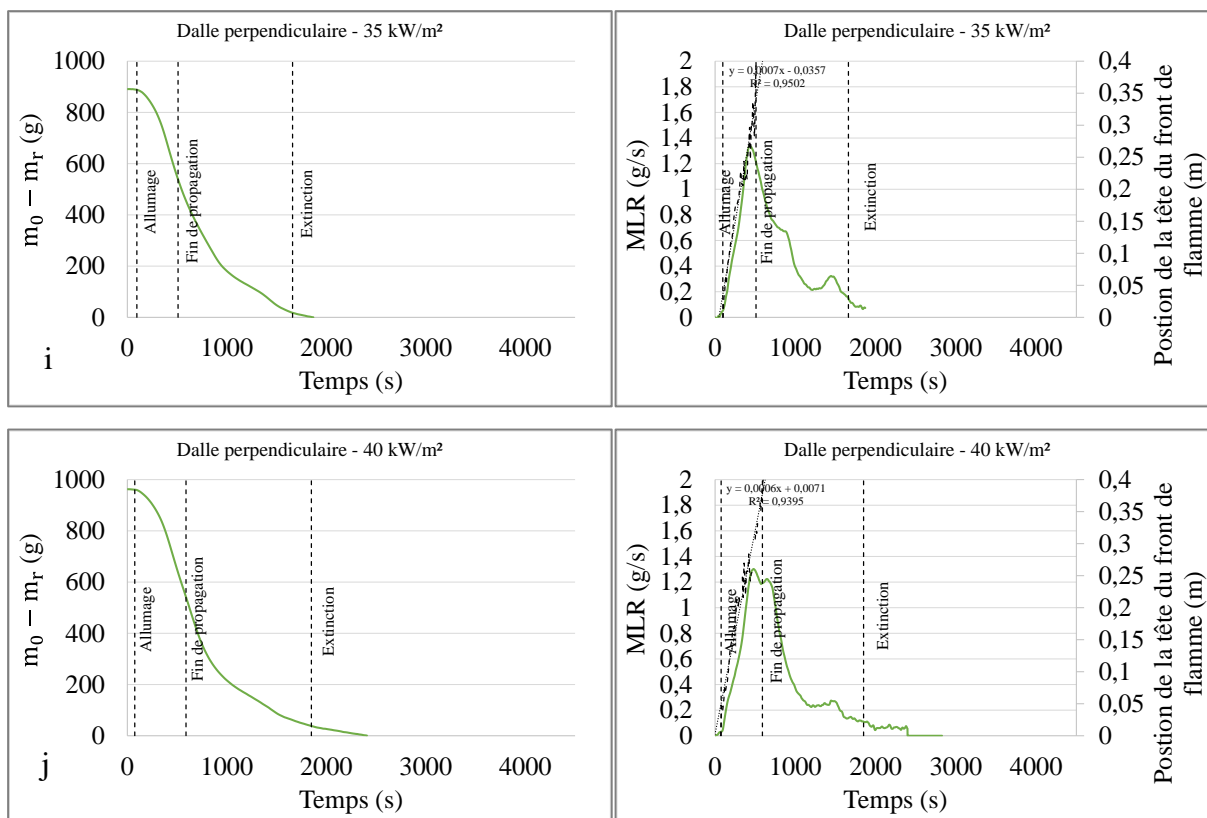
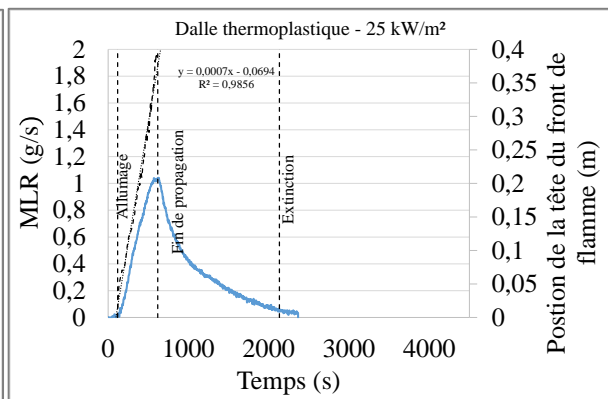
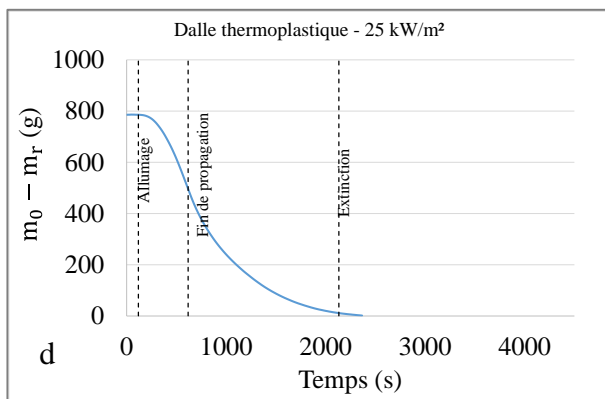
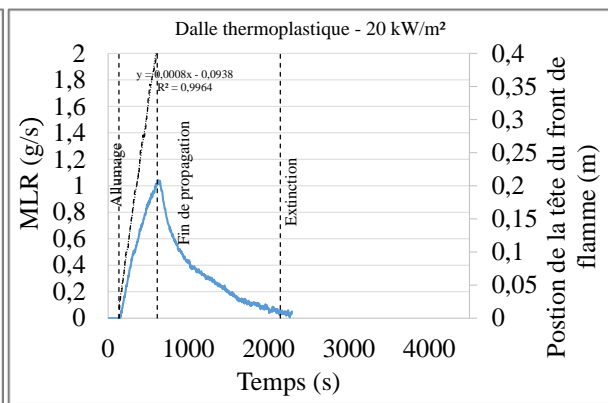
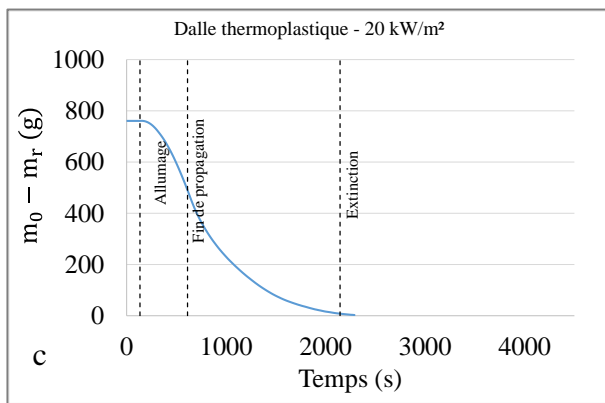
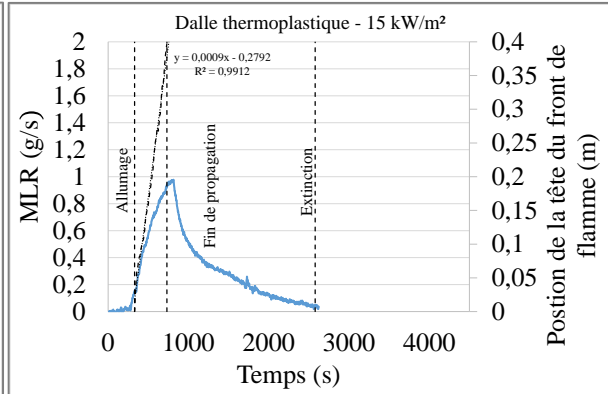
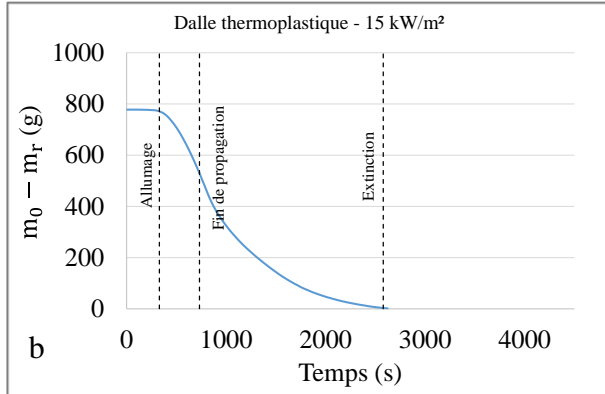
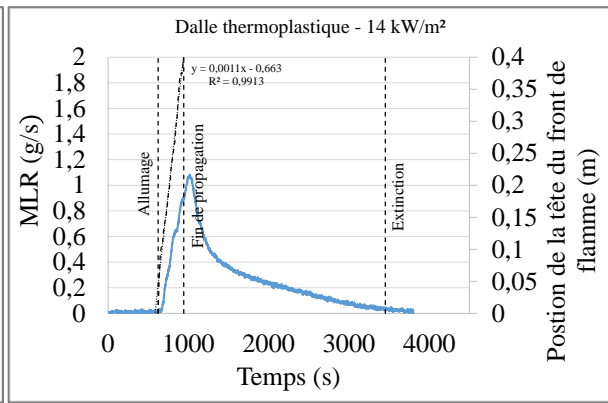
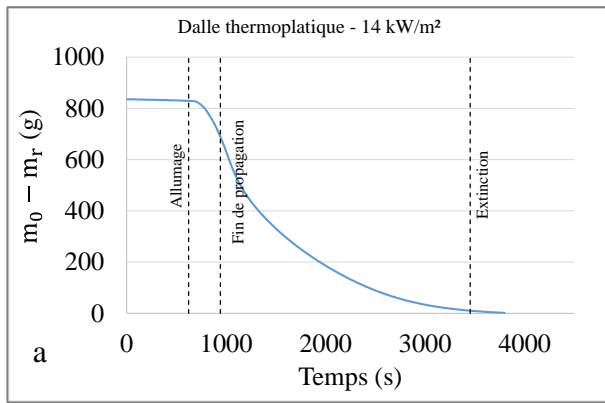


Figure J. 2: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour la configuration perpendiculaire des dalles en bois à a) 11 kW/m<sup>2</sup>, b) 12 kW/m<sup>2</sup>, c) 13 kW/m<sup>2</sup>, d) 14 kW/m<sup>2</sup>, e) 15 kW/m<sup>2</sup>, f) 20 kW/m<sup>2</sup>, g) 25 kW/m<sup>2</sup>, h) 30 kW/m<sup>2</sup>, i) 35 kW/m<sup>2</sup> et j) 40 kW/m<sup>2</sup>



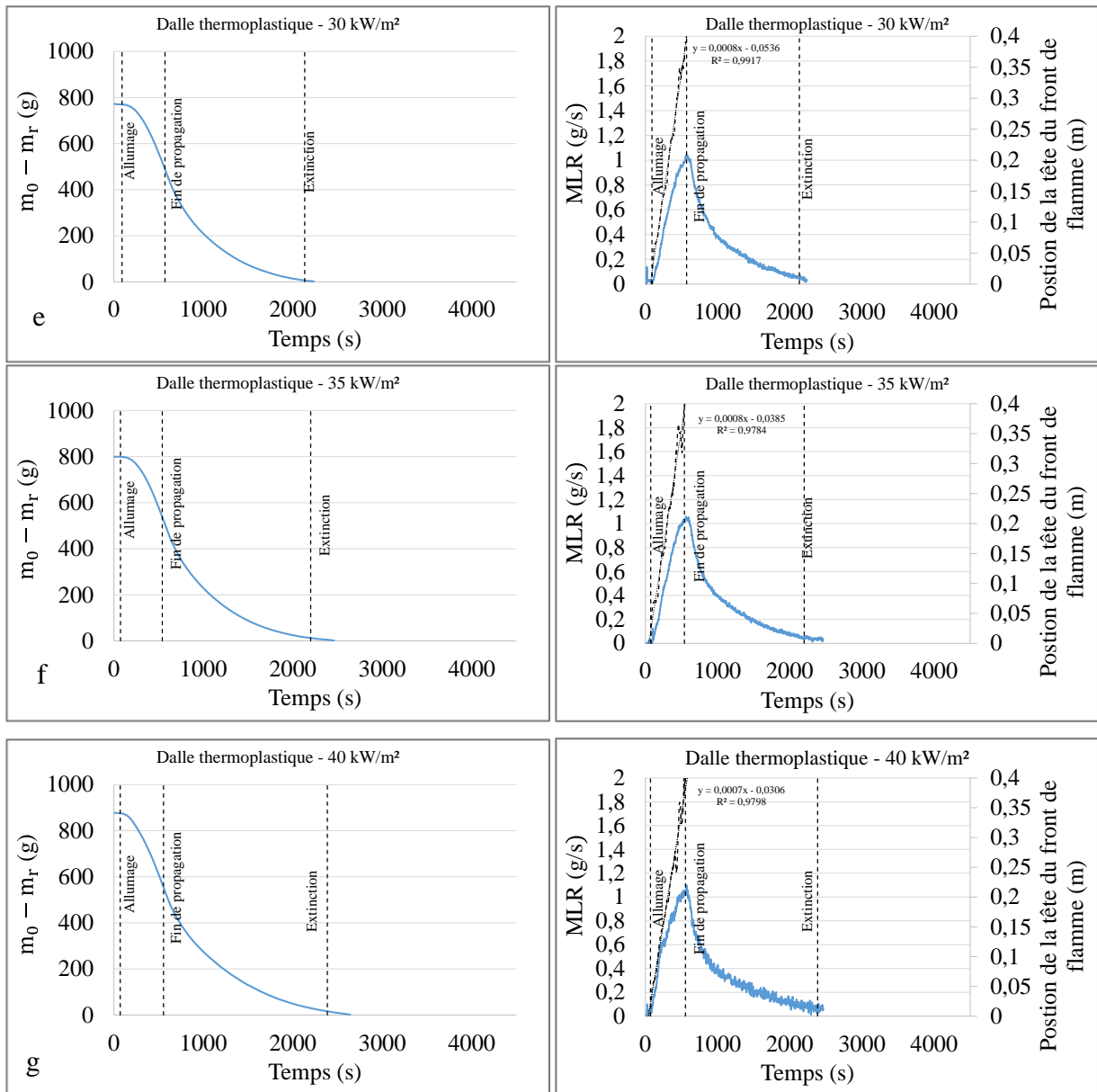


Figure J. 3: Perte de masse, vitesse de perte de masse et position de la tête du front de flamme pour les dalles en thermoplastiques à a) 14 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup> et g) 40 kW/m<sup>2</sup>



## Annexe K : Courbes de hauteurs maximale et moyenne de flamme pour les dalles soumis à un flux radiatif à l'échelle produit

L'annexe K présente les résultats de l'évolution de la hauteur de flamme maximale et de la hauteur de flamme moyenne pour un test représentatif du comportement moyen des dalles étudiées pour huit densités de flux radiatif : 17, 18, 19, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration parallèle, pour dix densités de flux radiatif : 11, 12, 13, 14, 15, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour la configuration perpendiculaire et pour sept densités de flux : 14, 15, 20, 25, 30, 35 et 40 kW/m<sup>2</sup> pour les dalles en thermoplastique. Pour les dalles étudiées, la hauteur de flamme suit les mêmes tendances que la vitesse de perte de masse. On retrouve notamment pour la configuration parallèle les fluctuations de la hauteur de flamme dues au passage du front d'une lame à une autre. Par ailleurs, les pics de hauteur de flamme sont maximums lorsque le pic de MLR est maximal durant la phase de propagation.

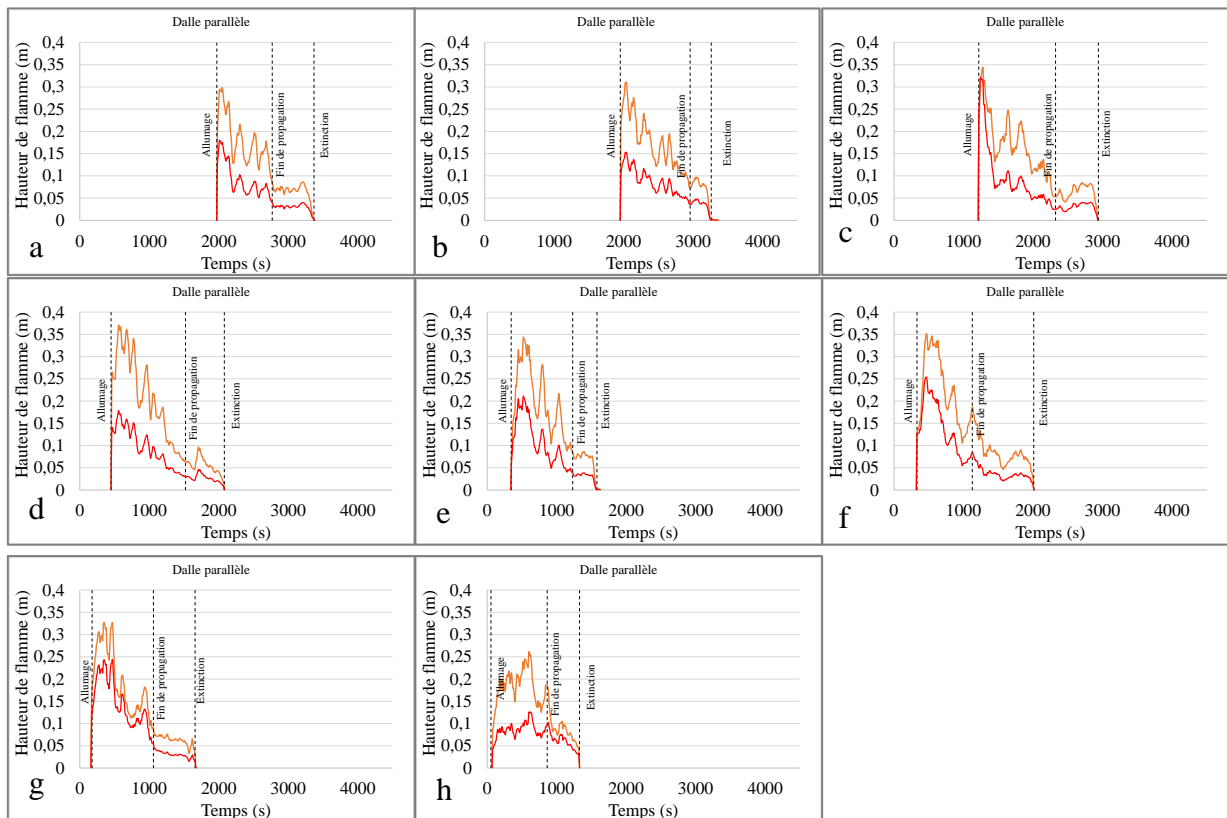


Figure K. 1: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour la configuration parallèle des dalles en bois à a) 17 kW/m<sup>2</sup>, b) 18 kW/m<sup>2</sup>, c) 19 kW/m<sup>2</sup>, d) 20 kW/m<sup>2</sup>, e) 25 kW/m<sup>2</sup>, f) 30 kW/m<sup>2</sup>, g) 35 kW/m<sup>2</sup> et h) 40 kW/m<sup>2</sup>

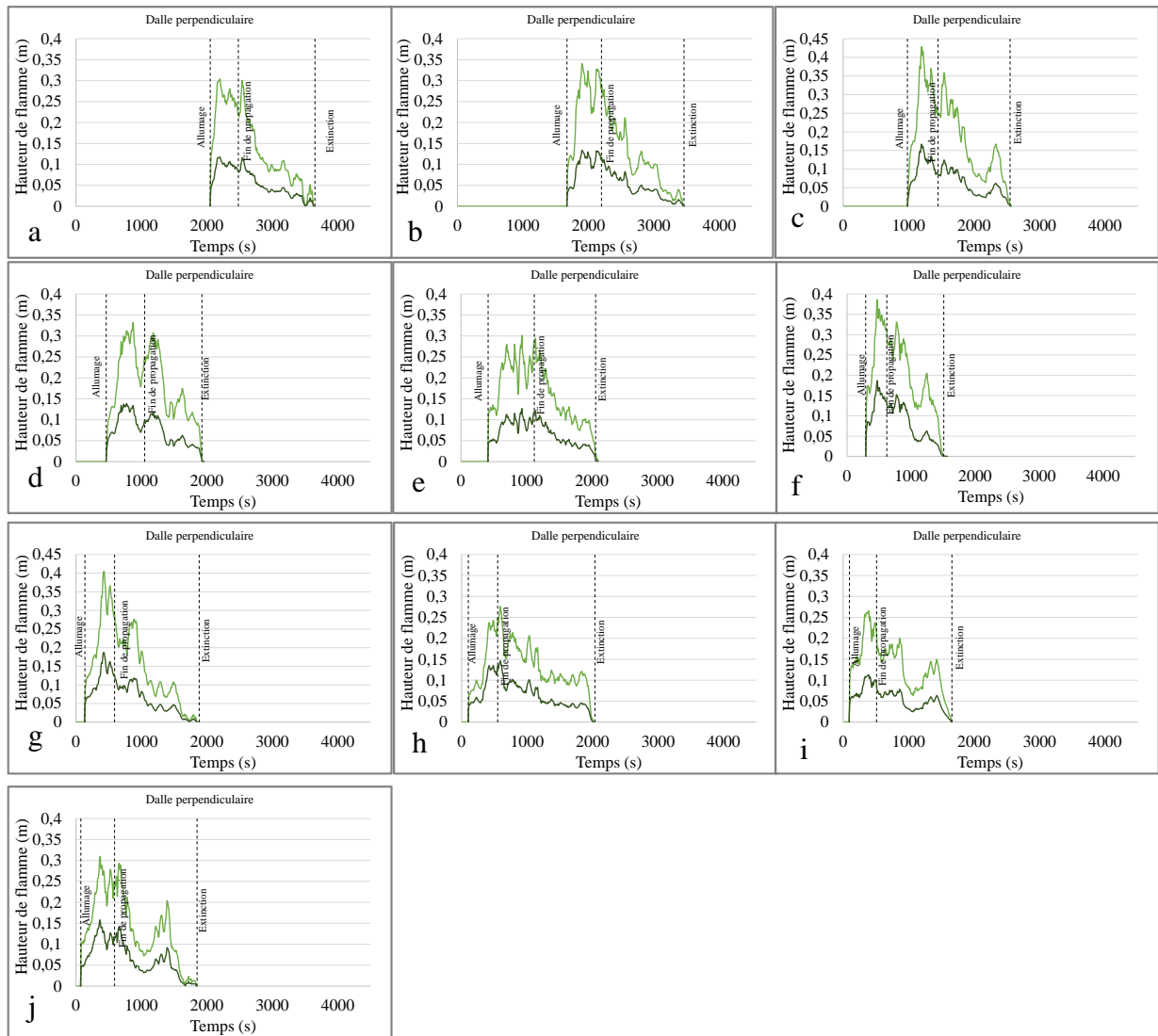


Figure K. 2: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour la configuration perpendiculaire des dalles en bois à a) 11 kW/m<sup>2</sup>, b) 12 kW/m<sup>2</sup>, c) 13 kW/m<sup>2</sup>, d) 14 kW/m<sup>2</sup>, e) 15 kW/m<sup>2</sup>, f) 20 kW/m<sup>2</sup>, g) 25 kW/m<sup>2</sup>, h) 30 kW/m<sup>2</sup>, i) 35 kW/m<sup>2</sup> et j) 40 kW/m<sup>2</sup>

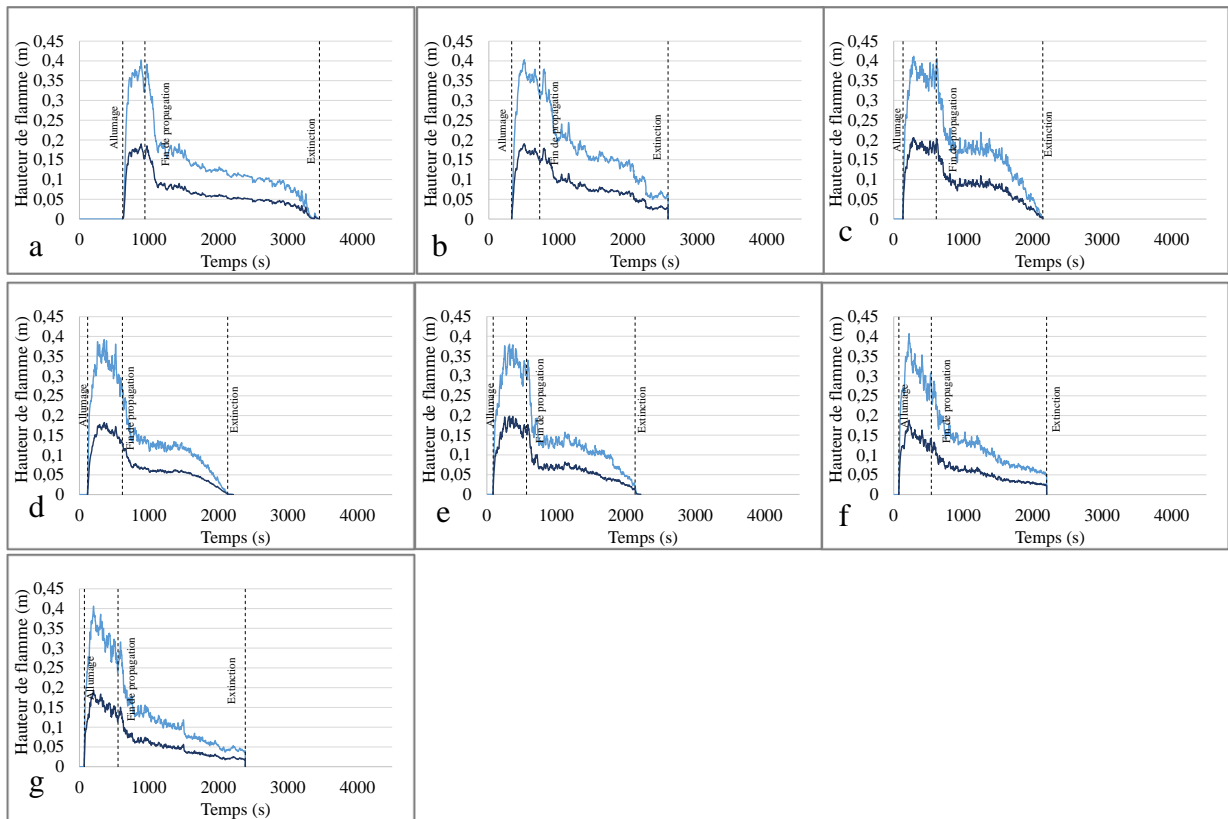


Figure K. 3: Hauteur de flamme maximale et hauteur de flamme moyenne pour les dalles en thermoplastique à a) 14 kW/m<sup>2</sup>, b) 15 kW/m<sup>2</sup>, c) 20 kW/m<sup>2</sup>, d) 25 kW/m<sup>2</sup>, e) 30 kW/m<sup>2</sup>, f) 35 kW/m<sup>2</sup> et g) 40 kW/m<sup>2</sup>