

THESE

Pour l'obtention du Grade de
**DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DE
MECANIQUE ET D'AEROTECHNIQUE**
(Diplôme National – Arrêté du 25 mai 2016)

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

Secteur de Recherche : Energétique, Thermique, Combustion

Présentée par :

Mathieu DUNY

Etudes numérique et expérimentale des phénomènes de propagation d'un incendie le long d'une façade

Directeur de thèse : Jean-Pierre GARO
Co-directeur : Hui Ying WANG
Co-encadrant : Dhionis DHIMA

Soutenue le 23 Novembre 2016

devant la Commission d'Examen

JURY

Laurence PIRAULT ROY	Professeur, Université de Poitiers	Présidente
Dominique MORVAN	Professeur, Université d'Aix-Marseille	Rapporteur
Hugues PRETREL	Ingénieur de Recherche, IRSN, Cadarache	Rapporteur
Alexis COPPALLE	Professeur, INSA de Rouen	Examineur
Jean-Pierre GARO	Professeur, IASAE-ENSMA, Poitiers	Encadrant
Hui Ying WANG	Directeur de Recherche, IASAE-ENSMA, Poitiers	Encadrant
Dhionis DHIMA	Expert Scientifique "Feu", CSTB, Marne la Vallée	Encadrant

Remerciements

Ce travail de recherche a été effectué en collaboration entre le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) et l'Institut Pprime (UPR 3346 CNRS).

Dans un premier temps, j'aimerais témoigner toute ma gratitude à tous les membres du jury et notamment Laurence Pirault Roy, Professeur à l'Université de Poitiers, d'avoir accepté de présider ce jury de soutenance. Je remercie également Dominique Morvan et Hugues Pretrel pour avoir rapporté ce travail de thèse et pour la qualité du travail d'expertise fourni.

Merci à Jean-Pierre Garo et Hui Ying Wang qui ont dirigé ce travail de thèse durant ces trois années et avec qui nous avons pu échanger et partager afin de faire avancer le travail aussi bien expérimental que numérique.

Je tiens à dire un grand merci à Dhionis Dhima qui m'a proposé ce travail de thèse et qui m'a fait confiance. Je le remercie pour son encadrement tout au long de ces années. Ses nombreux conseils de qualité à la fois sur le plan scientifique et sur le plan humain m'ont permis d'apprendre, d'avancer et de sans cesse évoluer.

Je ne peux ensuite continuer ces remerciements sans adresser toute ma reconnaissance à Benjamin Butet et Erich Berger d'une part pour leur participation au travail expérimental malgré le froid du « B34 » ou la pluie de Cestas mais également pour leur soutien et leur amitié. Je garderai en mémoire toutes les discussions que nous avons pu avoir durant nos pauses café sur les pingouins et les dinosaures. Je remercie également Gabriel Giovannelli et Dominique Pardon pour leur apport technique et leurs conseils tout au long de cette campagne expérimentale.

Je tiens également à remercier Lars Boström et Charlotta Skarin du SP (Technical Research Institute of Sweden), avec qui j'ai eu l'occasion de travailler lors de mon séjour en Suède. Les essais que nous avons effectués ensemble ont grandement contribué à ce travail.

Je dirai un grand merci à Romain Morlon, Damien Lamalle, Michele Godio, Duc Toan Pham et Mehdi Koutaiba, mon compagnon de route depuis l'Université à Marseille. Leur présence dans "l'openspace" m'a offert un cadre de travail idéal grâce aux échanges, aux longs débats et leur patience. Et qui en plus d'avoir été des collègues exemplaires, sont devenus des amis.

J'ai également une pensée pour Gildas Auguin et Virginie Drean qui m'ont donné le goût de la recherche alors que je n'étais encore qu'un jeune stagiaire.

Je suis également reconnaissant envers toutes les personnes qui travaillent dans l'ombre en particulier Audrey Veron à l'ENSMA ; Mara Tan, Bernadette Morel Di Ponzio et Sylvie Seck pour le CSTB. Toutes ces personnes m'ont facilité les démarches administratives en tout genre. C'était un réel plaisir de s'adresser à chacune d'elle.

En dernier lieu, je dédie ce mémoire à tous mes proches qui m'ont encouragé et soutenu dans les moments difficiles. Je citerai tout particulièrement ma mère Martine, mon père Marc et mes frères Nicolas et Guillaume. J'espère que ces maigres mots pourront leur exprimer toute ma gratitude.

Table des matières

1. INTRODUCTION GENERALE ET REVUE BIBLIOGRAPHIQUE.....	15
1.1 Définition d'une façade.....	16
1.2 Description des systèmes de façade couramment utilisés.....	17
1.2.1 Façade non ventilée.....	18
1.2.2 Façades ventilées.....	19
1.2.3 Façades légères.....	20
1.3 Risque incendie en façade.....	20
1.3.1 Flammes extérieures et effet de la présence d'une façade.....	20
1.3.2 Règlementation relative aux façades.....	22
1.3.3 Essai de façade français – LEPiR 2.....	23
1.3.4 Quelques sinistres en situation d'incendie.....	24
1.4 Bibliographie scientifique.....	27
1.4.1 Recherches expérimentales.....	28
1.4.2 Etudes numériques.....	35
1.5 Objectifs de la thèse.....	37
1.6 Description du mémoire.....	38
2. DESCRIPTION ET VERIFICATION DE L'OUTIL NUMERIQUE UTILISE POUR LES SIMULATIONS DES FEUX DE PAROI VERTICALE.....	39
2.1 Description de l'outils numérique.....	40
2.1.1 Modélisation de la turbulence.....	40
2.1.2 Modèle de combustion.....	41
2.1.3 Conditions limites à la paroi.....	42
2.2 Etude d'une flamme verticale en interaction avec une paroi.....	43
2.2.1 Dispositif expérimental.....	43
2.2.2 Modélisation et prédictions numériques.....	44
2.2.3 Conclusion.....	56
2.3 Feu de compartiment avec sortie de flamme : etude des écoulement le long d'une façade inerte....	57
2.3.1 Configuration expérimentale et modélisation numérique.....	57
2.3.2 Influence de la chaleur de combustion sur les températures.....	60
2.3.3 Conclusion.....	68
3. INFLUENCE DES DIMENSIONS DES BAIES ET DE LA FORME D'UNE FAÇADE SUR LA PROPAGATION VERTICALE DU FEU VIA LA FAÇADE.....	69
3.1 Configurations des simulations numériques.....	70
3.1.1 Géométrie.....	70
3.1.2 Grandeurs calculées.....	72
3.2 Influence des dimensions de l'ouverture sur les flammes extérieures.....	73
3.2.1 Débits à l'ouverture.....	73
3.2.2 dimensions de l'ouverture et puissance du foyer.....	76
3.2.3 Estimation de la hauteur de flamme.....	79
3.3 Influence de la présence d'écrans latéraux au niveau de l'ouverture.....	82

3.3.1	Configuration de type L	82
3.3.2	Configuration de type U.....	84
3.4	Influence de la présence d'un balcon.....	89
3.5	Influence de deux ouvertures	91
3.6	Conclusion.....	94
4.	ÉTUDE EXPERIMENTALE ET EVALUATION DU MODELE NUMERIQUE SUR LA PROPAGATION DU FEU LE LONG D'UNE PAROI INFLAMMABLE	97
4.1	Description du dispositif expérimental.....	98
4.2	Estimation du débit calorifique.....	101
4.2.1	Dimensionnement du foyer	101
4.2.2	Mesure de la puissance.....	102
4.3	Résultats expérimentaux – influence du type de bois.....	104
4.3.1	Débit calorifique.....	104
4.3.2	Températures en façade.....	105
4.4	Modélisations numériques	112
4.4.1	Modélisation de la pyrolyse du bois.....	112
4.4.2	Données d'entrée de la modélisation pour la modélisation numérique	115
4.5	Comparaison des Résultats expérimentaux et des prédictions numériques	118
4.5.1	débit calorifique	118
4.5.2	Température du gaz environnant.....	119
4.5.3	Modélisation de la façade Okoumé	123
4.6	Conclusion.....	125
5.	ÉTUDE EXPERIMENTALE DE L'IMPACT D'UNE LAME D'AIR DE VENTILATION SUR LA PROPAGATION DU FEU DUE A LA DEGRADATION THERMIQUE D'UNE FAÇADE INFLAMMABLE	127
5.1	Dispositif expérimental (Description de l'essai).....	128
5.1.1	Méthode d'essai	128
5.1.2	Description des Expériences	130
5.1.3	Instrumentation du banc d'essai	131
5.2	Résultats expérimentaux.....	133
5.2.1	Observations générales.....	133
5.2.2	Comportement du foyer	137
5.2.3	Débit calorifique.....	138
5.2.4	Températures de la face extérieure du bardage	140
5.2.5	Températures dans la cavité	145
5.2.6	Observation de la propagation du feu (zone carbonisée du bardage combustible).....	148
5.2.7	Effet de la lame d'air de ventilation	153
5.3	Conclusion.....	154
6.	CONCLUSION GENERALE	155
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	159

Table des figures

Figure 1.2-1: Schéma descriptif d'un système ITE de type ETICS.	19
Figure 1.2-2: Schéma d'un système ITE de type façade ventilée.	20
Figure 1.3-1: Schématisation de l'influence de la présence d'une façade	22
Figure 1.3-2: Définition du C+D.....	23
Figure 1.3-3: Photographie prise avant un essai LEPiR 2 réalisé au CSTB	24
Figure 1.3-4: Photographie prise pendant un essai LEPiR 2 réalisé au CSTB	24
Figure 1.3-5: Immeuble du foyer ADOMA à Dijon : a) poubelle et façade après l'incendie, b) une pièce où l'incendie s'est propagé.	25
Figure 1.3-6: Incendie de la tour CCTV à Pékin.	25
Figure 1.3-7: Incendie d'appartement à Berlin, Allemagne.	26
Figure 1.4-1: Schéma de la configuration de Lu.	31
Figure 2.2-1 : Schéma du dispositif expérimental – Les pointillés indiquent les positions des profils mesurés (vitesse et température).....	44
Figure 2.2-2 : Comparaisons de profils de température simulées et expérimentales montrant l'influence de la taille de maille pour un débit calorifique de 72 kW.	47
Figure 2.2-3 : Comparaisons de profils de vitesses simulées et expérimentales montrant l'influence de la taille de maille pour un débit calorifique de 72 kW ;.....	47
Figure 2.2-4 : Comparaisons des évolutions verticales des flux incidents ($x=0.2$ m) pour trois maillages différents, avec celles obtenues expérimentalement ($\chi_r = 0.3$).	48
Figure 2.2-5 : Flux reçu par la paroi en fonction de la fraction radiative si $y_s=0.024$	50
Figure 2.2-6 : Flux reçu par la paroi en fonction du taux de production de suie avec une fraction radiative $\chi_r=0.0$	51
Figure 2.2-7 : Part d'énergie libérée sous forme de rayonnement calculée par le code de calcul en fonction du taux de production de suie pour une flamme de diffusion de propane. .	52
Figure 2.2-8 : Profils de température – Influence de la méthode de calcul, trait plein : méthode 1 : traits pointillés : méthode 2	54
Figure 2.2-9 : Comparaison des hauteurs de flamme numériques et expérimentales avec la corrélation développée par Coutin [6].	56
Figure 2.3-1 : Configuration du dispositif expérimental et de la modélisation numérique – la position des thermocouples est indiquée par les points de couleurs (orange à l'extérieur et violet à l'intérieur)	58
Figure 2.3-2 : Evolution temporelle du débit massique de pyrolyse expérimental utilisé comme donnée d'entrée dans le code de calcul	60
Figure 2.3-3 : Evolution temporelle de la puissance du foyer en fonction de la chaleur de combustion	61
Figure 2.3-4 : Evolutions temporelle des températures moyennes mesurées et calculées à l'intérieur du compartiment étudié.	62
Figure 2.3-5 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position P	64
Figure 2.3-6 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position Q	64
Figure 2.3-7 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position R	65
Figure 2.3-8 : Evolution temporelle de la température moyenne à l'intérieur du compartiment – Influence de la taille du maillage	66
Figure 2.3-9 : Evolution temporelle de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment – Influence de la taille du maillage	66

Figure 2.3-10 : Evolution de la température à l'extérieur (Position P) – Influence de la taille du maillage.....	67
Figure 2.3-11 : Evolution de la température à l'extérieur pour différentes positions.....	68
Figure 3.1-1: Dimensions des configurations simulées – Vue de côté, vue de face et vue 3D	71
Figure 3.1-2: Définition de la hauteur de flamme	73
Figure 3.2-1: Conservation des débits massiques	74
Figure 3.2-2: Comparaison des prédictions et des corrélations sur le débit massique sortant du compartiment en feu	75
Figure 3.2-3: Comparaison des prédictions et des estimations théoriques sur la puissance libérée à l'intérieur du compartiment	76
Figure 3.2-4: Evolution de la puissance libérée adimensionnelle à l'intérieur du compartiment, Q_{in}^* , en fonction de la richesse globale.....	78
Figure 3.2-5: Evolution de la puissance libérée adimensionnelle à l'extérieur du compartiment, Q_{ex}^* , en fonction de la richesse globale	78
Figure 3.2-6: Evolution de la température moyenne du compartiment en fonction de la richesse globale.....	79
Figure 3.2-7: Evolution de la hauteur moyenne de flamme (H_0 , $tang$) en fonction de Q_{ex} , $tang^*$	80
Figure 3.2-8: Champs de températures de l'exemple 1 : a) $w=3.0$ m ; $h=1.4$ m, b) $w=2.0$ m ; $h=1.8$ m.	82
Figure 3.3-1: Schématisation de l'influence de la présence de parois latérales au niveau de l'ouverture en vue de face (la zone rouge représente la flamme).	83
Figure 3.3-2 : Champs de température moyenne de surface au-dessus de l'ouverture.....	84
Figure 3.3-3: Mise en parallèle des résultats numériques et expérimentaux	86
Figure 3.3-4: Influence de la présence des parois latérales sur la hauteur de flamme pour une ouverture de 2.6 m $\times$ 1.4 m ($w \times h$) : a) sans parois latérale ; b) $D=5.2$ m ; c) $D=2.8$ m.....	88
Figure 3.3-5: Comparaison des actions thermiques au niveau de la façade au-dessus de l'ouverture pour les trois configurations.	89
Figure 3.4-1: Champs de température montrant l'influence de la présence d'un balcon au-dessus de l'ouverture.....	90
Figure 3.4-2: Evolution de la température de surface en fonction la hauteur de la façade le long de l'axe de symétrie de l'ouverture.	91
Figure 3.5-1: Schéma de la position des ouvertures.....	91
Figure 3.5-2 : Champs de la température surfacique de la façade pour différentes distances, e , entre les ouvertures.	92
Figure 3.5-3: Champs de température montrant l'influence de deux ouvertures sur la hauteur de flamme.	93
Figure 4.1-1 : Dimension du banc d'essai et positions des capteurs de mesure le long de la façade	100
Figure 4.1-2 : Photographie du montage avant essai – Façade combustible	100
Figure 4.2-1 : Schématisation et dimensions du bûcher	101
Figure 4.2-2: Evolutions temporelles du débit calorifique pour différents essais.....	103
Figure 4.2-3: Evolutions temporelles du débit calorifique moyenné sur tous les tests	103
Figure 4.2-4: Comparaison du débit calorifique obtenu par mesure de la perte de masse et par analyse de gaz pour une façade inerte.	104
Figure 4.3-1: Comparaison des débits calorifiques obtenus pour les façades combustibles et la façade inerte.....	105
Figure 4.3-2 : Evolutions temporelles de la température à 2.5 cm de la façade pour chaque façade testée.	107

Figure 4.3-3 : Evolutions temporelles de la température à 30 cm de la façade pour chaque façade testée	108
Figure 4.3-4: Photographies illustrant la propagation de la flamme sur la façade Bouleau – comparaison des hauteurs de flamme aux environs de la 5 ^{ème} minute.	109
Figure 4.3-5: Photographies illustrant la propagation de la flamme sur la façade Okoumé – comparaison des hauteurs de flamme aux environs de la 8 ^{ème} minute.	109
Figure 4.3-6 : Photographie des façades combustibles après essai	110
Figure 4.3-7 : Evolution verticale de l'épaisseur de bois sain en fonction de la hauteur – mesures effectuées après essai sur la plaque de contreplaqué en Bouleau.	111
Figure 4.3-8 : Evolution verticale de la vitesse de régression (façade Bouleau).	111
Figure 4.4-1 : Débit de pyrolyse expérimental prescrit au niveau du foyer	116
Figure 4.4-2 : Modélisation du bûcher	116
Figure 4.4-3: Relation température-conductivité et température-chaleur spécifique pour le bois et le charbon issue de l'Eurocode 5.	116
Figure 4.5-1: Comparaison du débit calorifique expérimental et des prédictions numériques – façade en Bouleau	119
Figure 4.5-2 : Comparaison des profils de température obtenus pour les différents cas modélisés – façade en Bouleau	120
Figure 4.5-3 : Epaisseur restante du spécimen testé à la fin de l'essai – Bois sain + charbon	122
Figure 4.5-4: Comparaison du débit calorifique expérimental et des prédictions numériques pour la façade en Okoumé.	123
Figure 4.5-5 : Comparaison des profils de température obtenus expérimentalement et numériquement pour la façade en Okoumé.....	124
Figure 5.1-1: Photographie du banc d'essai expérimental SP Fire 105.	128
Figure 5.1-2: Dispositif expérimental du SP Fire 105.....	129
Figure 5.1-3: Description du foyer.	130
Figure 5.1-4: Positions des thermocouples et fluxmètres sur la face externe de la façade... ..	132
Figure 5.1-5: Positions des thermocouples à l'intérieur de la lame d'air utilisés pour le Test 3 : a) Thermocouples placés sur la surface intérieure du bardage, b) Thermocouples placés à 10 mm de la surface intérieure du bardage.	133
Figure 5.2-1: Photos prises durant les essais : Essai 1 à gauche, Essai 2 au centre, et Essai 3 sur la gauche.	136
Figure 5.2-2: Schématisation de la chambre à feu et position du thermocouple positionné en face de l'ouverture pour observer le comportement du foyer.	137
Figure 5.2-3: Températures moyennées sur les trois « plate thermometers » positionnés en face de la chambre de combustion.	138
Figure 5.2-4: Evolutions du débit calorifique total pour chaque test (Hotte calorimétrique).	140
Figure 5.2-5: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 0.75 m au-dessus de l'ouverture.	141
Figure 5.2-6: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 2.1 m au-dessus de l'ouverture (Centre de la première fenêtre).	142
Figure 5.2-7: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 4.8 m au-dessus de l'ouverture (Centre de la seconde fenêtre).	143
Figure 5.2-8: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C9.....	144
Figure 5.2-9: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C10.....	144
Figure 5.2-10: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C11.....	145
Figure 5.2-11: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 1.50 m.	146

<i>Figure 5.2-12: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 2.70 m.</i>	<i>146</i>
<i>Figure 5.2-13: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 3.45 m.</i>	<i>147</i>
<i>Figure 5.2-14: Températures mesurées à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à 10 mm de la face intérieure (Côté gauche).....</i>	<i>148</i>
<i>Figure 5.2-15: Températures mesurées à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à 10 mm de la face intérieure (Côté droit).....</i>	<i>148</i>
<i>Figure 5.2-16: Photographies du banc des façades en fin d'essai : a) Façade combustible non-ventilée, b) Façade combustible ventilée.</i>	<i>150</i>
<i>Figure 5.2-17: Répartition des dommages observés sur le contreplaqué à la fin du Test 2..</i>	<i>151</i>
<i>Figure 5.2-18: Répartition des dommages observés sur le contreplaqué à la fin du Test 3..</i>	<i>152</i>

Liste des Tableaux

Tableau 2.3-1 : Propriétés thermophysiques des parois du compartiment	58
Tableau 3.2-1 : Dimensions de l'exemple 2	81
Tableau 3.3-1 : Cas modélisés	85
Tableau 3.3-2 : Températures moyennes du compartiment en fonction de D pour une ouverture de dimension $h=1.4$ m et $w=2.6$ m	86
Tableau 3.5-1 : Hauteurs de flamme, débits d'air entrant et puissances libérées à l'intérieur du compartiment pour différentes distances de séparation des ouvertures	93
Tableau 4.1-1 : Caractéristiques des composants des différents type de façades testées	99
Tableau 4.4-1 : Valeurs initiales pour le modèle de pyrolyse proposée par FDS pour la combustion du bois.....	117
Tableau 4.5-1 : Données d'entrée pour le modèle de pyrolyse	118
Tableau 5.1-1 : Informations générales sur les tests.	131
Tableau 5.2-1 : Observation visuelles durant le Test 1 – Façade inerte.	134
Tableau 5.2-2 : Observation visuelles durant le Test 2 – Contreplaqué sans cavité.....	134
Tableau 5.2-3 : Observation visuelles durant le Test 3 – Contreplaqué avec cavité.	135

Nomenclature

Lettres latines

D_{bag}	Diamètre des baguettes du bûcher	m
$\dot{Q}$	Débit calorifique	W
$\dot{m}$	Débit de pyrolyse	kg/s
A	Facteur pré-exponentiel	
C_d	Coefficient de débit	
c_p	Capacité calorifique	J/kg.K
D	Distance de séparation des parois latérales	m
E	Energie d'activation	J/mol
Fr	Nombre de Froude	
g	Gravité = 9.81 m.s^{-2}	
h	Hauteur de l'ouverture	m
H	Hauteur de flamme	m
h	Coefficient de convection thermique	W/m ² .K
k	Conductivité thermique	W/m.K
L	Longueur des parois latérales	m
m	Masse	kg
M	Masse molaire	g/mol
R	Constante universelle des gaz parfait ($8.3144621 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
T	Température	K
X	Fraction volumique	

Lettres grecques

ρ	Masse volumique	kg/m ³
χ_r	Fraction radiative	
ΔH_c	Chaleur de combustion	J/kg
$\emptyset$	Richesse globale	

Indices

∞	Ambiance
ex	Extérieur
in	Intérieur
rad	Radiatif
tot	Total

Abréviations

CSTB	Centre Scientifique et Technique du Bâtiment
ETICS	External Thermal Insulation Component Systems
FDS	Fire Dynamics Simulator
HRR	Heat Release Rate
ITE	Isolation thermique par l'extérieur
TC	Thermocouple

Chapitre 1

INTRODUCTION GENERALE ET REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

Pour des raisons d'économie d'énergie dans le cadre du développement durable, les façades des bâtiments sont en pleine mutation avec l'apparition de nouveaux produits et procédés de construction et de nouvelles pratiques architecturales et de mise en œuvre. Celles-ci, constituées de matériaux à forte masse combustible peuvent modifier fortement leur comportement en situation d'incendie. De plus, la diminution des pertes énergétiques conduit un grand nombre d'architectes et de constructeurs à utiliser, à l'intérieur des bâtiments, des revêtements de faible conductivité thermique. Malheureusement, ces matériaux augmentent souvent le potentiel calorifique contenu dans le compartiment. Ceci conduit à la production d'une très grande quantité de gaz de pyrolyse, qui par manque d'oxygène, vont venir brûler le long de la façade. Concernant l'origine d'un feu de façade, on peut identifier trois types de foyers primaires :

- Les foyers situés à l'extérieur du bâtiment, plus ou moins proches de la façade qui s'enflamme en raison du flux radiatif reçu (feu dans un bâtiment adjacent) ou par contact direct avec la flamme (feu de poubelle ou de véhicule)
- Les foyers situés à l'intérieur du bâtiment. Les flammes sortantes par les ouvertures se propagent ensuite le long de la façade ; cette propagation étant favorisée par la géométrie ou la composition de la façade.
- La façade elle-même peut également être la source de l'incendie. Mais la probabilité que ce type de feu se produise est relativement faible.

Les recherches actuelles ont identifié que l'exposition des façades est généralement plus sévère lors d'un feu localisé à l'intérieur du bâtiment avec des flammes éjectées par l'ouverture, que par une source de feu extérieure. Pour cette raison, la plupart des essais de feu de façade à échelle réelle simulent un feu de compartiment. Cependant, il est tout à fait

possible qu'un feu extérieur soit tout aussi sévère, voire parfois plus important, lorsque la charge de combustible est importante comme cela peut être le cas pour un incendie de véhicule, de zones de stockage ou encore un incendie de végétation proche d'habitations. L'impact des sources d'incendie extérieures peut être encore plus grave si elles se situent directement contre les façades.

Les mécanismes de propagation du feu qui entrent en jeu après la phase du développement du feu en façade dans les foyers cités ci-avant sont les suivants :

- La propagation des flammes via la surface externe de la façade sous l'action d'un feu extérieur ou d'un feu situé à l'intérieur du bâtiment.
- La propagation des flammes via les cavités présentes dans la façade (effet « cheminée »), comme cela peut être le cas pour les façades ventilées ou les façades double-peau.
- Les actions thermiques entraînent le percement, voire la chute, d'éléments non-combustibles permettant la propagation du feu via les éléments combustibles découverts (exemple : isolants type EPS).
- La création d'un foyer secondaire à un niveau inférieur causé par la chute de débris incandescents ou de gouttes enflammées.
- La façade reçoit un flux thermique très élevé qui conduit à son inflammation et ensuite propage le feu verticalement et parfois latéralement si les règles de construire ne sont pas appliquées correctement.

Dans ces travaux de thèse n'ont été étudiés que les feux qui s'initient à l'intérieur d'un bâtiment. Afin de mettre en place des mesures permettant de limiter le risque de propagation du feu de façade, on devrait être en mesure de déterminer la taille de l'incendie dans le compartiment, les propriétés des flammes éjectées par l'ouverture (hauteur de la flamme et les flux de chaleur) et leur impact sur la façade. Ces questions ont été traitées, de façon plus ou moins complète, expérimentalement, analytiquement et numériquement par divers chercheurs.

1.1 DÉFINITION D'UNE FAÇADE

Une définition simple serait de considérer que la façade correspond à l'enveloppe extérieure d'un bâtiment. En fonction de la conception d'un bâtiment, différents types de façades peuvent être distingués. L'instruction technique n°249 relative aux façades [1] définit quatre types de façades. Leurs définitions sont les suivantes :

- Façade légère : façade constituée d'une ou plusieurs parois, dont la paroi extérieure, au moins, est caractérisée par une masse faible, généralement inférieure à 100 kg/m².

- Façade légère « double-peau » : façade légère ou partiellement vitrée constituée de deux façades légères à ossatures indépendantes, séparées par une lame d'air d'épaisseur minimale de 200 mm et ancrées à la structure primaire du bâtiment, assurant à elles deux la fonction de « façade ».
- Façade rideau : façade légère constituée d'une ou plusieurs parois situées entièrement en avant du nez de plancher.
- Façade semi-rideau : ensembles menuisés constituant la paroi extérieure d'une façade, mais dont certaines zones, en particulier celles situées devant les allèges et trumeaux en béton ou maçonneries, n'assurent pas à elles seules l'étanchéité à l'air et/ou à l'eau alors que d'autres assurent ce rôle.
- Façade panneau : façade constituée de panneaux insérés entre deux planchers de dalle à dalle.

Les façades peuvent être pleines ou comporter des baies, mais dans les deux cas elles assurent un rôle énergétique très important car elles contribuent fortement à diminuer les pertes thermiques d'un bâtiment.

1.2 DESCRIPTION DES SYSTEMES DE FAÇADE COURamment UTILISES

Isoler un bâtiment est essentiel pour réaliser d'importantes économies d'énergie, ainsi que pour assurer un confort optimal à l'intérieur. La déperdition d'énergie dans un bâtiment peut avoir lieu par :

- Les parois vitrées et leurs menuiseries
- Les murs extérieurs
- Les combles et les toitures
- Les planchers

Chacun nécessite une attention particulière et suit des techniques d'isolation qui lui sont propres. Le principe de l'isolation thermique par l'extérieur (ITE) présente l'avantage d'isoler l'ensemble du bâtiment et de le préserver des variations climatiques. C'est une méthode qui permet de limiter les ponts thermiques tout en conservant la totalité de la surface habitable. Cependant, bien que couramment utilisée en Allemagne notamment, elle reste encore peu appliquée par les français, qui préfèrent souvent isoler par l'intérieur, technique simple à mettre en œuvre et moins onéreuse. L'isolation par l'extérieur offre cependant de meilleures performances d'isolation et pourrait, lorsque le bâtiment le permet, devenir de plus en plus fréquemment mise en œuvre.

L'isolation par l'extérieur consiste à fixer un revêtement extérieur sur le support (mur de maçonnerie ou en béton, ou même en structure bois, ainsi que sur la toiture), et à y intercaler un isolant. Les systèmes ITE peuvent être constitués par des isolants combustibles ou incombustibles recouverts par des enduits organiques minces, des enduits hydrauliques

épais ou minces, des enduits mixtes minces, des bardages rapportés ou des vêtages avec ou sans lames d'air ventilées ou encore des vêtures sans lame d'air.

En général cette technique d'isolation est utilisée pour les constructions neuves, ou pour une rénovation lorsque les enduits extérieurs sont défectueux ou n'ont pas de cachet particulier à conserver. Sa pose, qui entraîne en effet une modification de l'aspect de la façade pour une rénovation, est donc délaissée dans le cas de bâtis particulièrement anciens, en pierres apparentes ou à façades ouvragées notamment. On peut noter que l'isolation par l'extérieur d'un bâtiment peut être réalisée tout en laissant les locaux occupés.

L'isolation par l'extérieur permet de conserver la masse du mur à l'intérieur de l'enveloppe isolée. Elle possède ainsi une très bonne inertie thermique ce qui lui confère de grandes propriétés en confort d'hiver et d'été : l'habitation, chauffée en continu l'hiver, monte en température lentement dans toute sa masse et se refroidit faiblement lorsqu'elle est inoccupée, et conserve entre ses murs, lors des chaudes journées d'été, la fraîcheur acquise durant la nuit. Elle possède l'avantage majeur de supprimer la plupart des ponts thermiques, en particulier ceux présents au niveau des planchers et des murs de refend. Il reste cependant quelques faibles ponts thermiques en fonction de la technique utilisée, des différences d'épaisseur de l'isolant ou des joints. On en observe également aux liaisons des différentes parois, à l'acrotère d'un toit terrasse ou d'un balcon, de l'encadrement d'une fenêtre non isolé, ou de manière plus négligeable au niveau des liaisons mur-plancher, mur-refend, angle sortant, etc... Le confort thermique de l'habitation est ainsi assuré et il n'y a quasiment plus de sensation de zones froides.

1.2.1 FAÇADE NON VENTILEE

Comparée à l'isolation intérieure, l'isolation par l'extérieur nécessite en général une épaisseur d'isolant plus faible, pour une isolation plus importante. Pour exemple, une épaisseur de 10 cm d'un isolant extérieur équivaut à 20 à 25 cm d'un isolant similaire intérieur. L'isolation par l'extérieur est intéressante dans la mesure où elle n'empiète pas sur la surface habitable. Elle permet aussi d'isoler le gros œuvre des intempéries et des chocs thermiques. Les bas de mur nécessitent souvent un changement de technique pour éviter des remontées d'humidité par capillarité. Il faut utiliser des isolants et revêtements imperméables. Par ailleurs, il faut, comme pour toute isolation, éviter au maximum la condensation de l'humidité en particulier sur l'isolant. Il existe des pare-vapeurs ou frein-vapeurs, mais la solution la plus efficace semble toutefois le choix de différentes couches de matériaux à perméabilités différentes, la plus fermée étant à l'intérieur. Cette configuration permettrait une certaine évacuation de la vapeur, sans porter atteinte au confort de l'intérieur, en conservant une hygrométrie raisonnable. Les différentes couches composant un système ITE de type ETICS (External Thermal Insulation Component Systems) sont décrites sur la Figure 1.2-1.

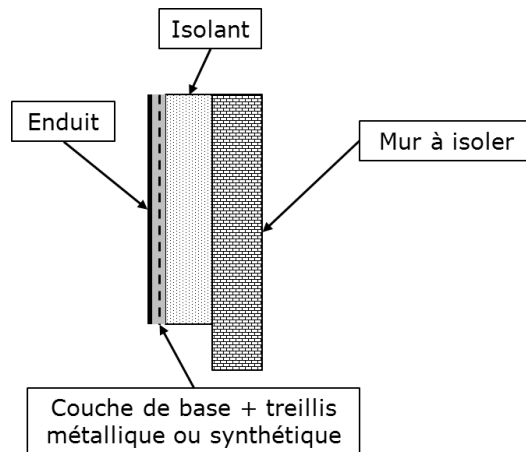


Figure 1.2-1: Schéma descriptif d'un système ITE de type ETICS.

1.2.2 FAÇADES VENTILEES

Les façades ventilées sont composées d'une paroi multicouche formée par une vêtue extérieure en différents matériaux, fixée mécaniquement sur la structure à l'aide d'une ossature bois, aluminium ou acier, comprenant une lame d'air d'épaisseur variable (2 cm minimum), et composée d'un isolant thermique fixé sur la structure. La lame d'air ventilée permet :

- une mise en place de l'isolant extérieur sur toute la paroi, apportant l'élimination des ponts thermiques.
- un effet « cheminée », une diminution des condensations, en apportant une fonction d'étanchéité face à la pluie et au vent et laissant sec l'isolant et la peau intérieure.
- une ventilation qui s'obtient grâce à des ouvertures supérieures et inférieures avec des joints ouverts sur la totalité du bardage.
- une isolation acoustique.

Un schéma du système de façades ventilées est présenté sur la Figure 1.2-2. Celui-ci est de plus en plus utilisé afin d'améliorer les performances thermiques, l'étanchéité mais aussi dans un but esthétique. Un système ventilé, constitué d'une structure portante et d'un revêtement de façade séparés par un espace pour l'isolation et la ventilation, présente de nombreux avantages :

- un niveau d'isolation élevé d'où une diminution des dépenses énergétiques,
- une grande facilité d'entretien,
- une haute résistance aux intempéries,
- une excellente combinaison avec d'autres matériaux,

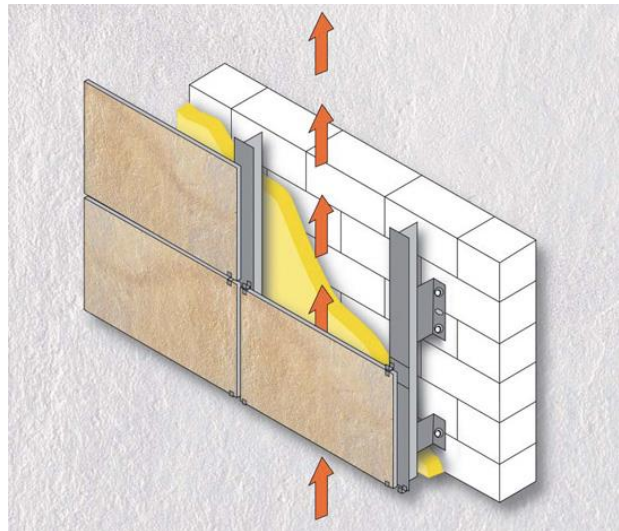


Figure 1.2-2: Schéma d'un système ITE de type façade ventilée.

1.2.3 FAÇADES LEGERES

Définition selon la norme NF P 28-001 : Une façade légère est une façade constituée d'une ou plusieurs parois, dont une paroi extérieure, au moins, est caractérisée par une masse faible presque toujours inférieure à environ 100 kg/m^2 (à comparer à plus de 200 kg/m^2 des parois opaques de façades réalisées en maçonnerie, en béton...); l'utilisation de produits manufacturés généralement dotés de parements finis.

Les façades légères sont portées par la structure d'un bâtiment en béton, en métal, ou en bois. Cette structure s'appelle ossature primaire. L'ossature de la façade légère est appelée ossature secondaire ; elle répond, selon la norme NF P 28-001 à la définition suivante : « ensemble des montants et des traverses en bois, en métal, en matériaux de synthèse..., directement fixé sur la structure du bâtiment (ossature primaire) et qui sert de support à des bâtis, des cadres, des remplissages ou à un bardage ». Les façades légères sont caractérisées par les critères suivants : fabrication industrielle, légèreté, faible surface au sol, rapidité de pose, utilisation de matériaux finis, produits manufacturés.

On différencie les types en fonction de leur position vis-à-vis du nez du plancher et des ouvrages verticaux de structure (refends et poteaux) : les façades rideaux, les façades semi-rideaux, les façades panneaux.

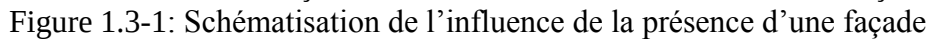
1.3 RISQUE INCENDIE EN FAÇADE

1.3.1 FLAMMES EXTERIEURES ET EFFET DE LA PRESENCE D'UNE FAÇADE

En fonction des dimensions du compartiment et du foyer, il est possible que le feu ne puisse plus être contenu à l'intérieur, ce qui se traduit par l'apparition de flammes à l'extérieur. Deux phénomènes peuvent ainsi se produire. Premièrement, la flamme impacte le plafond et le jet sous le plafond est plus important que la distance séparant le foyer de l'ouverture et ainsi un prolongement de la flamme à l'extérieur du compartiment peut être

observé. Le point principal à comprendre est que le prolongement des flammes à l'extérieur du compartiment peut se produire quel que soit le régime de combustion, c'est-à-dire quel que soit l'apport d'air frais à l'intérieur du compartiment. Pour estimer si ce phénomène est susceptible de se produire, l'énergie maximale pouvant être libérée à l'intérieur du compartiment doit être évaluée. Par la suite, des corrélations permettant d'estimer la longueur de la flamme peuvent ensuite être utilisées afin de déterminer si les flammes s'étendent à l'extérieur du compartiment. Ainsi, l'apparition de flamme à l'extérieur est uniquement dépendante de la charge de combustible disponible à l'intérieur. Le deuxième phénomène pouvant être observé ne peut se produire que lorsque la combustion est contrôlée par la ventilation. Lorsque le feu se développe et que l'apport d'air à l'intérieur du compartiment est insuffisant pour consommer tous les gaz combustibles présents, ils s'accumulent dans la couche supérieure (couche chaude) et sont éjectés à l'extérieur du compartiment à travers l'ouverture. Il se mélange ensuite à l'air ambiant (riche en O_2) pour créer une zone de combustion secondaire à l'extérieur du compartiment.

Lors de l'apparition de flammes à l'extérieur du compartiment, la présence d'une façade a une influence non négligeable sur le comportement de l'écoulement. Sur la Figure 1.3-1, on peut voir une schématisation de l'influence de la présence d'une façade sur la flamme extérieure. Les dimensions du compartiment et de l'ouverture, ainsi que la position et la puissance du foyer à l'intérieur sont identiques dans les deux cas. Sans façade, la flamme peut être comparée à un panache thermique libre. Ainsi, l'entraînement d'air frais dans ce panache conduit au refroidissement des gaz chauds tout au long de leur ascension comme cela est illustré sur la Figure a. Mais dans le cas où une façade est présente au-dessus de l'ouverture (Figure b), l'entraînement d'air est limité d'un côté. Trois phénomènes liés apparaissent. Tout d'abord, l'apport d'air frais étant moins important, la décroissance de la température devient moins rapide, augmentant la flottabilité des gaz chauds et créant ainsi un effet de tirage thermique plus important. Deuxièmement, l'apport d'oxygène nécessaire à la combustion des gaz combustibles éjectés à travers l'ouverture devient plus faible. Par conséquent, la zone de combustion devient plus importante. Et pour finir, l'entraînement en façade a une tendance à rabattre la flamme vers la façade. La conjonction de ces phénomènes conduit à une augmentation de la hauteur de flamme.



aux risques contre l'incendie propre à chaque type de bâtiment. Ces documents précisent respectivement les dispositions relatives aux façades et à leur jonction avec la superstructure du bâtiment ne nécessitant pas de vérifications expérimentales, et les exigences réglementaires. Ceci afin d'éviter le passage rapide des flammes ou gaz chauds d'un étage à l'autre.

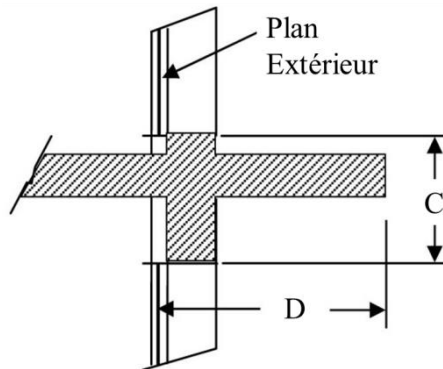


Figure 1.3-2: Définition du C+D

1.3.3 ESSAI DE FAÇADE FRANÇAIS – LEPIR 2

L'isolation par les façades, recommandée dans le cadre de la Réglementation Thermique 2012 ne doit pas constituer un risque supplémentaire pour la sécurité incendie. L'Instruction Technique 249 définit les exigences de sécurité incendie applicables aux façades des établissements recevant du public, des immeubles de grande hauteur et des bâtiments d'habitation à usage collectif. Les critères de performance à respecter (définis par la réglementation) concernent la non-propagation du feu d'un étage à l'autre.

La vérification des critères peut être réalisée au moyen d'un bâtiment (banc d'essai de façade) appelé **Laboratoire Expérimental Pour Incendie Réel à 2 niveaux (LEPIR2)**. Celui-ci permet d'évaluer les performances et le comportement au feu de trois types de façades : les façades simples de type murs rideaux, les façades rideaux double peau et les façades panneau. Les façades peuvent être protégées ou non d'un système d'isolation thermique par l'extérieur (ITE).

Le foyer est constitué de 600 kg de bois placés dans un compartiment ouvert sur l'extérieur. Des mesures de températures sont réalisées à l'intérieur du compartiment au niveau du linteau et à l'extérieur le long de la façade dans l'axe des ouvertures. La Figure 1.3-3 montre une façade avant essai. On peut voir la position des lignes de mesure devant chaque ouverture ainsi que la position des deux bûchers à l'intérieur du compartiment. Les dimensions de la façade testées sont de 5.0 m de large et environ 7.5 m de haut. Le comportement de la façade est alors évalué au minimum durant 30 minutes. Si après ces 30 minutes, le feu n'a pas atteint l'allège du niveau N+2 et que l'étanchéité au nez de dalle du niveau N+1 est assurée, alors le système de façade étudié est considéré conforme aux exigences réglementaires. Les résultats obtenus à l'issue de l'essai permettent de valider ou

non le bon comportement de la solution constructive testée et son aptitude à limiter la propagation du feu. La validation de la configuration retenue justifiera le plus souvent la réalisation de quelques essais de réaction au feu des matériaux constitutifs à échelle réduite ou de simulations numériques, puis à un ou plusieurs essais LEPiR 2 pour valider les solutions retenues. La Figure 1.3-4 est une photo prise lors d'un essai LEPiR 2 réalisé au CSTB. On peut voir que les flammes à l'extérieur sont très imposantes.



Figure 1.3-3: Photographie prise avant un essai LEPiR 2 réalisé au CSTB



Figure 1.3-4: Photographie prise pendant un essai LEPiR 2 réalisé au CSTB

Le grand nombre d'essai déjà réalisé permet de disposer d'une base de données sur différents types de façade. Cependant le coût élevé des essais de façades ne peut être diminué qu'à l'aide d'études permettant de comprendre et d'estimer la propagation du feu via les façades.

1.3.4 QUELQUES SINISTRES EN SITUATION D'INCENDIE

Le 14 novembre 2010, à Dijon, un incendie de poubelles s'est propagé au foyer Adoma, qui accueillait alors 190 résidents. Ce sinistre a causé la mort de sept hommes, âgés de 55 à 81 ans, l'un en sautant du septième étage, et les six autres asphyxiés (11 autres personnes ont été blessées). L'incendie du local à poubelle situé à l'extérieur du bâtiment près de la façade a généré des flammes qui ont embrasé l'isolation par l'extérieur en EPS (polystyrène expansé) de la façade en forme de "U" (deux dièdres successifs de 90°) du bâtiment. La forme de la façade qui a favorisée l'effet « cheminée » sur les affluents de l'incendie, conjuguée avec les conditions météo, ont fortement contribué à plaquer les flammes sur la façade et à accélérer la propagation du feu vers les étages supérieurs. Les flux thermiques reçus par la façade ont brisé les vitrages et ont fondu les menuiseries PVC de celle-ci. Les gaz chauds et des fumées chaudes ont pénétré dans le bâtiment et le feu s'est propagé dans plusieurs foyers et circulations du bâtiment. Les pompiers sont arrivés environ 10 minutes après le début de l'incendie. Le bâtiment était équipé d'un détecteur de fumée qui semblait avoir fonctionné. Mais cela n'a pas été suffisant pour permettre de sauver la vie des sept personnes.



a



b

Figure 1.3-5: Immeuble du foyer ADOMA à Dijon : a) poubelle et façade après l'incendie, b) une pièce où l'incendie s'est propagé.

Le 14 mai 2012, vers 14h30 un feu a démarré au premier étage de la tour Mermoz à Roubaix, avant de se propager via la façade aux 18 autres niveaux. Une femme de 70 ans est décédée d'une crise cardiaque, prise au piège dans son appartement. Les autres locataires de l'immeuble ont pu être évacués dans les temps. La propagation rapide des flammes et des fumées a également nécessité l'évacuation d'une école primaire et d'un centre commercial situés à proximité. La propagation rapide de ce feu via la façade est liée au type d'isolation par l'extérieur de la façade.

Le 9 février 2009 à Pékin, le siège China Central Television '(CCTV Tower) a pris feu et a engendré le décès d'un pompier. L'incendie s'est propagé rapidement sur une grande partie de la façade comme on peut le voir sur la Figure 1.3-6. L'isolation était composée de polystyrène extrudé (XPS), un matériau combustible. Le départ du feu aurait été causé par des feux d'artifices. Les dommages sur cet IGH (Immeuble de Grande Hauteur) sont estimés à 110 millions d'euros et 71 personnes ont été condamnées ou sont en attente de verdicts.



Figure 1.3-6: Incendie de la tour CCTV à Pékin.

Le 15 Aout 2009 à Miskolc en Hongrie, trois personnes ont perdu la vie dans l'incendie d'un immeuble d'habitation de neuf étages. Le système d'isolation combustible de la façade a permis au feu de se propager rapidement à l'extérieur du bâtiment. La façade de l'immeuble a été rénovée en 2007 et équipée d'un système d'isolation, constitué de 70 mm isolant en polystyrène combustible ignifugé recouvert d'un enduit mince sur le dessus. La mort des trois résidents a été causée par les fumées émises par la combustion de la façade qui se sont introduites par les fenêtres ouvertes. Les fumées se sont propagées à l'intérieur du bâtiment par les gaines d'aération conçues sans coupe-feu. Ce tragique accident illustre combien de petites erreurs, commises lors de l'installation des systèmes de façades combustibles, peuvent se combiner pour provoquer un incendie dévastateur. Plusieurs erreurs ont été commises lors du montage et les conseils techniques pour la fixation de la façade n'ont pas été suivis ce qui a permis au feu de se propager beaucoup plus rapidement que prévu le long du bâtiment.

Le 25 Avril 2005 à Berlin, en Allemagne, deux personnes sont mortes tragiquement et trois autres ont été blessées dans l'incendie en façade d'un appartement situé au 2^{ème} étage d'un bâtiment. Celle-ci était composée de 80 mm de polystyrène expansé ignifugé (EPS) monté sur une plaque de 25 mm d'épaisseur de bois aggloméré (coffrage laissé en place lorsque les murs de béton ont été coulés). En dépit d'une barrière coupe-feu de 500 mm ajoutée en 2004 aux deuxième et quatrième niveaux, l'intensité du feu était telle que sa propagation n'a pas pu être stoppée. Une photographie prise lors de l'incendie est présentée sur la Figure 1.3-7.



Figure 1.3-7: Incendie d'appartement à Berlin, Allemagne.

Le 15 Novembre 2010 à Shanghai, en Chine, 58 personnes sont mortes dans l'incendie d'un immeuble de grande hauteur de 28 étages. Cet événement est toujours sous enquête. Le bâtiment était en rénovation et la façade en cours d'isolation. Le feu peut avoir été causé par inflammation accidentelle de l'isolation en mousse de polyuréthane utilisé sur les murs extérieurs du bâtiment.

A partir des statistiques des incendies répertoriées dans le monde, différents auteurs arrivent aux conclusions suivantes :

- Bien que les incendies de façades soient des événements assez rares, les conséquences qui en résultent en termes de propagation du feu et de perte matérielle peuvent être potentiellement très élevées.
- Dans la plupart des sinistres d'incendies répertoriés, l'impact sur la vie des personnes est relativement faible. Le risque est principalement lié à l'exposition aux fumées et gaz toxiques plutôt qu'au contact direct aux flammes ou au flux de thermique, ou à l'effondrement du bâtiment. Toutefois, un grand nombre d'occupants sont généralement déplacés pour des périodes importantes après les incidents.
- La chute de débris enflammés peut être un danger important à la fois pour la propagation de l'incendie vers les étages inférieurs et pour l'évacuation des personnes.
- Les dièdres (angles) des bâtiments et les vides qui favorisent l'effet "cheminées" pour les flammes, les gaz chauds et les fumées et conduisent à une propagation très rapide du feu via la façade.
- Les systèmes d'isolation extérieure avec des isolants organiques (ETICS) présentent un risque accru d'incendie lors de l'installation (voir exemples : Tour CCTV (2009) et de Shanghai (2010)), mais également après leur mise en œuvre si les règles de l'art définies expérimentalement par des essais de grandeurs réels ne sont pas respectées.

Tous ces incidents, souvent catastrophiques, illustrent l'importance de la sécurité incendie dans les bâtiments et particulièrement concernant la propagation des incendies aux étages supérieurs. C'est pourquoi il est primordial d'identifier et d'étudier les phénomènes liés à cette propagation afin de mieux prévoir et/ou contrôler les incendies dans les bâtiments.

1.4 BIBLIOGRAPHIE SCIENTIFIQUE

La problématique liée aux feux de façade n'est pas récente. En effet, comme nous avons pu le voir précédemment, en France, le premier document réglementaire relatif à la propagation du feu via les façades est l'arrêté du 10 septembre 1970. Ce document est intitulé : "Classification des façades vitrées par rapport au danger d'incendie".

Cependant, la recherche sur ce sujet au sein du CSTB est plutôt expérimentale et basée sur des essais réalisés sur le banc d'essai LEPiR2. En revanche, un grand nombre de recherches expérimentales, à différentes échelles, a été mené à travers le monde durant ces 30 dernières années avec notamment les études à petite échelle avec les feux de nappes en interactions avec un mur vertical pour caractériser les feux de parois seules [3] ou parallèles [4][5]. Plus tard, l'utilisation de brûleurs verticaux afin de simuler une flamme sortant d'un

compartiment a permis d'affiner les connaissances sur les flammes pariétales et permis de développer des modèles empiriques servant à caractériser ce type de flamme. Pour plus de détails sur les études menées sur ce type de configuration le lecteur peut se référer à la thèse de Coutin [6].

Les études les plus récentes ont intégré une façade et un compartiment dans lequel est placé le foyer primaire, ainsi, les échanges au niveau de l'ouverture peuvent également être pris en compte et étudiés. Ce type de configuration se rapproche d'un aspect plus réaliste de la propagation verticale d'un incendie de compartiment à un autre compartiment, via la façade du bâtiment. Et comme cela a été précisé dans le chapitre précédent, il s'agit du scénario le plus dangereux pour la propagation de l'incendie via une façade.

Dans le domaine numérique, un grand nombre d'études a été mené, en particulier afin d'analyser les systèmes constructifs et leur influence sur les flammes extérieures. Cependant, la plupart des études disponibles dans la littérature traitent le sujet au cas par cas. En effet, les codes de calculs permettent de modéliser un très grand nombre de situations et l'influence de nombreux paramètres peut ainsi être analysée.

Cette revue bibliographique se scinde en deux parties, l'une dans laquelle les recherches expérimentales menées à travers le monde seront présentées et l'autre proposant différentes études numériques réalisées jusqu'à aujourd'hui.

1.4.1 RECHERCHES EXPERIMENTALES

Un grand nombre d'études expérimentales relatives à la propagation du feu en façade peut être trouvé dans la littérature. Mais, en général, elles s'attachant à décrire les phénomènes observés en fonction du type de façade. Les différents travaux réalisés permettent en effet de mieux comprendre le comportement des flammes le long d'une paroi verticale, qu'elle soit combustible ou non, l'objectif étant de définir au mieux les paramètres géométriques de la flamme, c'est-à-dire sa hauteur, sa largeur et son épaisseur en fonction des caractéristiques du foyer primaire et de la configuration du compartiment (ou plus précisément de son ouverture). En effet, les travaux de Kawagoe [7] ont montré que la quantité d'énergie pouvant être libérée à l'intérieur du compartiment (et donc par conséquent la part libérée à l'extérieur) dépendait essentiellement des dimensions de l'ouverture qui contrôle l'apport en air frais. Ainsi, à partir de ces paramètres, les actions thermiques telles que le flux reçu par la paroi ou les températures de surface peuvent être déterminées. D'autres études, expérimentales, essaient d'identifier les paramètres influant le plus sur la propagation d'un feu de façade, ceci dans le but de prendre des mesures constructives afin de limiter la propagation d'un incendie d'un étage à un autre via la façade. Dans cette partie, différents travaux sélectionnés seront décrits afin de mieux comprendre le contexte de cette thèse.

1.4.1.1 Travaux de Yokoi

Les travaux de Yokoi [8] sur la propagation du feu d'un étage à l'autre sont aujourd'hui très connus. En s'appuyant sur des essais réalisés à différentes échelles, il s'est

appliqué à décrire les écoulements chauds sortant d'un compartiment en feu à travers une ouverture. Dans un premier temps, il s'est intéressé aux courants chauds ascendants issus d'une source de chaleur ponctuelle ou linéique. Les résultats obtenus lui ont permis de déterminer, par une analyse dimensionnelle, l'évolution de la température et de la vitesse ascendante en un point quelconque de l'écoulement lorsque la source de chaleur est connue. Par la suite, il a étendu ses travaux à une source circulaire puis à une source rectangulaire. Cette dernière permettant d'estimer l'évolution de la température au-dessus d'une maison en feu. Cette méthode peut être appliquée pour calculer la hauteur jusqu'à laquelle une protection contre le feu est nécessaire sur un immeuble, lorsque celui-ci est entouré de maisons. Finalement, Yokoi réalise des essais afin d'étudier la propagation du feu par l'extérieur du bâtiment. A partir des résultats obtenus lors de cette campagne, il a proposé une description théorique de l'écoulement de gaz chauds issus d'un compartiment en feu. En effet, ces essais ont permis de montrer que la distribution de la température le long de l'axe des flammes extérieures correspond à celle à l'écoulement d'un gaz chaud issu d'une source de dimension finie. Cependant, dans les études menées par Yokoi, la puissance libérée à l'extérieur du compartiment est très faible voire négligeable. Les écoulements étudiés peuvent être assimilés à des panaches thermiques sortant par une ouverture. Le cas de feu sous ventilé avec sortie de flamme importante n'a donc pas été étudié.

1.4.1.2 Etudes réalisées par FireSert (Irlande)

Les études menées au FireSert (Université de Ulster) sur la problématique des feux de façades ont débuté dans les années 2000 sous la direction de Delichatsios. Ainsi, Lee [9][10][11] s'est intéressé au feu de compartiment avec sortie de flamme à petite échelle. Le banc d'essai est composé de boîtes cubiques de 50 cm de côté. Ces boîtes peuvent être agencées de façon à obtenir un compartiment plus ou moins profond (dans la limite de 3 boîtes équivalant à une profondeur du compartiment de 1.5 m) possédant une ouverture à dimensions variables sur la face avant. Un brûleur à gaz (GPL) peut être positionné au centre de chaque boîte à l'intérieur du compartiment. La face avant est prolongée par un mur d'environ 1.0 m de haut (pour une hauteur totale de 1.5 m). Les essais menés par Lee ont pour objectif d'étudier l'influence des dimensions de l'ouverture, du compartiment ainsi que la position du foyer sur la hauteur de flamme et le flux reçu par la façade. En faisant varier ces paramètres pour des puissances allant de 30 à 60 kW, ces essais ont permis dans un premier temps, en utilisant la formule de Kawagoe, de déterminer la puissance maximale pouvant être libérée à l'intérieur du compartiment en condition de feu sous-ventilé. Pour ces feux, la température à l'intérieur du compartiment ne dépend pas de la puissance totale mais seulement des dimensions du compartiment (et des propriétés thermiques des parois) et de l'ouverture. De plus, ces essais ont permis d'établir des corrélations liant la hauteur de flamme aux caractéristiques géométriques de l'ouverture et aux paramètres du foyer. Ces travaux seront complétés par la suite par ceux de Tang [12] et aboutiront à l'expression suivante permettant de déterminer la hauteur d'une flamme sortant d'un compartiment en feu sous-ventilé (H_f) :

$$\frac{H_f - H_n}{(A\sqrt{h})^{2/5}} = 2 \left(\frac{\dot{Q}_{ex}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} A \sqrt{gh}} \right)^{0.44} \quad (1.1)$$

avec H_n la hauteur du plan neutre de l'écoulement à l'ouverture. A et h sont respectivement la surface et la hauteur de l'ouverture. A partir de la formule de Kawagoe, la puissance libérée à l'extérieur du compartiment ($\dot{Q}_{ex}$) peut être déterminée. Les variables ρ_{∞} , c_p et T_{∞} représentent la masse volumique, la chaleur spécifique et la température du milieu ambiant qui entourent le feu.

Ce type de corrélation peut être très utile dans le domaine de l'ingénierie afin de collecter de manière simple et rapide des informations sur le risque de propagation du feu d'un étage à l'autre. Cependant, ces corrélations étant obtenues à partir d'essais réalisés à une échelle bien inférieure à celle d'un incendie réel, il est nécessaire de les valider pour des échelles supérieures.

Pour compléter ses travaux, Lu [13][14][15][16] s'est également intéressé à l'effet « cheminée » en étudiant l'influence de la présence de parois latérales au niveau de l'ouverture sur la hauteur de flamme. La configuration étudiée est donnée par la Figure 1.4-1. En faisant varier la distance (D) entre les parois et ce, pour différentes dimensions d'ouverture et de puissances du feu, il a pu établir une relation permettant d'estimer la hauteur de flamme (H_D) en fonction des paramètres géométriques de l'ouverture, du foyer, de la hauteur de flammes sans paroi latérale (H_0), mais également en fonction de la largeur des parois latérales (L) et de leur distance de séparation (D).

$$\frac{H_D}{H_0} = \frac{l_1 + 2\lambda l_2}{l_1 + 2\lambda l_2 \left\{ 1 - \frac{l_1}{D} \left[1 - \exp\left(\frac{L l_1}{D l_2}\right) \right] \right\}} \quad (1.2)$$

Lu a introduit les grandeurs l_1 et l_2 qui permettent de décrire le rapport des forces d'entraînement latérale et frontale. Ces deux grandeurs sont calculées à partir des dimensions de l'ouverture. Ainsi, l_1 représente la largeur de la flamme et l_2 son épaisseur.

Il est cependant important de noter que ces corrélations sont obtenues à partir d'essais à petite échelle et pour des foyers très faibles. Ainsi, pour être totalement validées, il est nécessaire de les vérifier sur des configurations plus représentatives d'incendie réel, que ce soit par l'utilisation d'outils numériques ou au moyen d'essais expérimentaux à grande échelle.

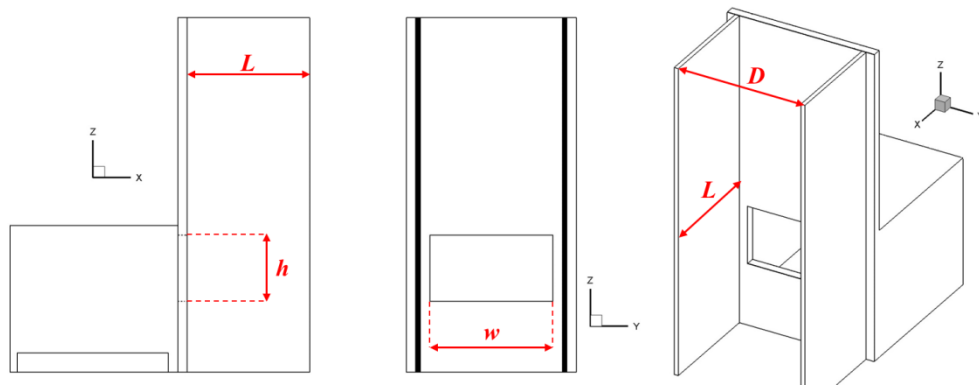


Figure 1.4-1: Schéma de la configuration de Lu.

1.4.1.3 Travaux de Yoshioka et Nishio

Alors que les travaux réalisés au FireSert étaient orientés vers des essais à petite échelle sur des façades inertes dans le but d'étudier le comportement des flammes à l'extérieur du compartiment le long d'une paroi verticale, les études de Yoshioka [17][18] et Nishio [19] abordent un tout autre aspect du risque incendie en façade. En effet, ils se sont principalement intéressés aux revêtements de façade combustibles représentatifs des systèmes utilisés sur les bâtiments.

En réalisant des séries d'essais à échelle intermédiaire, ils ont pu comparer le comportement au feu de différents systèmes sélectionnés et ainsi proposer quelques solutions techniques permettant de retarder ou de limiter la propagation verticale du feu. Il s'agit d'une configuration assez simple. Le local où est situé le foyer primaire mesure $780 \times 800 \times 900$ mm et la façade ou spécimen testé mesure environ 4.0 m. Les flammes extérieures sont obtenues en utilisant un brûleur à gaz (450×450 mm) situé au fond du compartiment permettant de simuler un feu généralisé d'une puissance d'environ 300 kW. L'utilisation de ce type de foyer permet un contrôle relativement précis du débit calorifique ainsi qu'une bonne répétabilité des essais comme c'était le cas pour les essais de Tang et de Lu. La durée d'exposition de chaque système est identique (environ 20 minutes). Des mesures de flux et de température de surface dans l'axe au-dessus de l'ouverture sont réalisées à différentes hauteurs. Les résultats obtenus pour chaque système de façade combustible sont comparés les uns avec les autres mais également avec un essai à blanc sans façade combustible.

Dans un premier temps, Yoshioka s'est intéressé aux systèmes d'isolation thermique par l'extérieur (ITE) à base de polystyrène expansé (EPS) appelé ETICS en testant des paramètres tels que l'épaisseur de la couche d'isolant, le traitement au niveau des embrasures, des ouvertures ou l'utilisation de certains matériaux afin de protéger l'isolation au niveau du linteau. Les premiers résultats ont montré que l'épaisseur de l'isolant avait une influence non négligeable. En effet, l'augmentation de la quantité de combustible en façade participe largement à la propagation du feu. Les températures mesurées peuvent doubler et les flux reçus par la façade quadrupler lorsqu'on passe d'une façade non-combustible à une épaisseur de 300 mm d'EPS. Cependant, il a été mis en avant que l'utilisation d'une bande

horizontale de 150 mm de haut de laine de roche permet de considérablement diminuer le risque de propagation si celle-ci est placée directement au-dessus de l'ouverture. On peut également observer que lorsque l'épaisseur de la couche d'isolant est inférieure à 50 mm, aucune augmentation de la propagation du feu n'est observée. L'auteur précise cependant que ces résultats ne signifient pas nécessairement que cette épaisseur est toujours sécuritaire. En effet, il faudrait pour cela tester des configurations complémentaires en augmentant par exemple le débit calorifique du foyer primaire. Les auteurs sont conscients que la puissance du foyer utilisée est largement inférieure en comparaison de celle des essais LEPiR II ou des essais SP Fire 105.

Nishio a également réalisé une série d'essais sur des échantillons de divers systèmes de façades combustibles tels que des panneaux sandwich, des panneaux composites (avec ou sans panneaux photovoltaïque placés dessus, revêtement bois, etc...), ceci afin d'étudier leur influence sur la propagation du feu via la façade. Des essais avec un débit calorifique plus important de 600 kW ont été également réalisés. Peu de conclusions sont apportées. Il est suggéré qu'une propagation du feu le long d'une façade combustible ne pourrait pas avoir lieu sans un apport d'air suffisant. Ainsi, les façades ventilées peuvent présenter un risque plus important de propagation. De plus, l'utilisation de matériaux combustibles possédant des propriétés d'auto-extinction semble être efficace pour lutter contre ce phénomène.

Par conséquent, afin d'établir des critères de sécurité pour évaluer la propagation du feu, il est nécessaire de mener une étude plus approfondie avec plusieurs spécimens et pour des feux plus puissants. Une analyse visuelle post-essai de la surface endommagée par le feu permet également de mettre en évidence les façades les plus susceptibles de propager un incendie verticalement et horizontalement, ainsi que l'apparition de goutte enflammée pouvant engendrer un départ de feu aux étages inférieurs. Enfin, la méthode d'essai proposée par les auteurs a été soumise à l'Association Japonaise de Normalisation (JSA) en Novembre 2013 afin d'être normalisée au Japon. La facilité de mise en œuvre de ce banc d'essai a permis de tester un grand nombre de configurations. Cependant, le débit calorifique du foyer primaire à l'intérieur du compartiment est très largement inférieur à celui des essais réglementaires réalisés à travers le monde et n'est donc pas très représentatif d'un feu dans un bâtiment.

Les résultats obtenus par ces chercheurs ont permis de mettre en évidence l'influence de l'utilisation d'isolation combustible dans les systèmes de façades actuelles et des solutions permettant de limiter le risque incendie ont été proposées. Cependant, l'utilisation de systèmes de façade complexes (multi-composants) ne permet pas d'étudier des phénomènes primaires du développement du feu le long d'une façade et des mécanismes de propagation. En effet, ces études avaient pour objectif de développer une méthode d'évaluation des systèmes afin de mettre en place un essai réglementaire.

1.4.1.4 Travaux du VTT

Le VTT [20] a réalisé un travail d'analyse de risque incendie sur l'impact de l'installation d'une façade en bois sur la sécurité incendie du bâtiment. L'analyse de risque et les calculs associés sont réalisés en utilisant des techniques issues de la littérature dans le domaine des sciences de la sécurité incendie. L'objectif de cette étude est de produire un manuel relatif à l'utilisation des façades en bois dans les bâtiments résidentiels multi-étages construits selon les exigences de résistance au feu avec des structures porteuses non-combustibles. Des essais ont ainsi été réalisés dans un bâtiment d'habitation possédant un revêtement extérieur en bois. Les résultats obtenus montrent que par rapport à la sécurité incendie globale d'un bâtiment résidentiel multi-étages, le rôle du matériau d'une façade combustible est négligeable : il est montré que d'autres facteurs sont plus importants dans le risque de propagation du feu d'un étage à l'autre. Par exemple, si le bois utilisé en façade était utilisé comme revêtement intérieur dans les appartements, comme cela est autorisé par la réglementation, le risque serait plus important. Il est également démontré que les résultats obtenus pour le type de construction choisi peuvent être généralisés à d'autres bâtiments avec des caractéristiques similaires.

L'analyse approfondie des risques d'incendie du bâtiment sélectionné montre que l'influence d'une façade en bois sur la probabilité de propagation du feu d'un appartement à d'autres appartements dans un immeuble résidentiel ne donne aucune augmentation significative des risques incendie du bâtiment. Concrètement, cela signifie que si chaque immeuble d'habitation de plusieurs étages en Finlande était équipé d'une façade en bois, il y aurait un incident supplémentaire en dix ans. Un tel changement ne peut en aucun cas être distingué des fluctuations statistiques inhérentes. Une autre façon d'évaluer l'ampleur du risque associé à l'installation de la façade en bois est de comparer son influence à l'effet d'autres facteurs. Il a ainsi été montré que l'impact d'une façade en bois est plus petit que celle de plusieurs autres facteurs, non réglementés. Par exemple, les dimensions des ouvertures auront une influence plus importante sur le risque de propagation que le fait d'installer des façades en bois. En outre, si le temps de la moyenne d'intervention des sapeurs-pompiers dans le bâtiment par exemple, était de 12 minutes au lieu de 17 minutes, la valeur moyenne des incidents de propagation du feu serait diminuée de plus de 0,3.

1.4.1.5 Autres travaux intéressants sur le comportement au feu des façades

Des travaux sur les façades double-peaux ont été menés par Chow [21][22]. Ce type de configuration est très populaire dans l'industrie de la construction en Extrême-Orient pour des raisons environnementales et esthétiques. Il existe un grand nombre de configurations de façades vitrées. Cette conception peut engendrer des problèmes liés à l'incendie et de nombreux projets ne se conforment pas aux exigences réglementaires de sécurité incendie. Des expériences sur des maquettes ont été réalisées pour analyser le risque incendie de ce type d'architecture. La largeur de l'espace (cavité) entre les deux « peaux » de la façade a été identifiée comme étant le facteur clé. L'objectif des travaux de Chow est d'étudier les effets

de la largeur de cette espace sur la propagation du feu via la façade. Des mesures de température de surface et du flux de chaleur reçu sur les panneaux ont été effectuées. Le mouvement des fumées à l'intérieur de la cavité entre les deux peaux a été observé et comparé aux mesures de températures de surface sur les panneaux de verre intérieurs et extérieurs. Les résultats obtenus sont très utiles pour l'évaluation du risque incendie. En effet, la présence de flamme sur le vitrage intérieur n'est pas souhaitable. L'endommagement du panneau intérieur au niveau n+1 laisserait les fumées chaudes ou les flammes s'engouffrer à l'étage supérieur provoquant un nouveau foyer d'incendie. Les observations laissent penser qu'une cavité plus large pourrait être plus sécurisante comme l'ont montré certains scénarios testés. Ainsi, afin d'éviter la rupture des vitrages intérieurs, la mise en place d'une cavité plus large et surtout l'installation d'écrans qui évitent l'effet « cheminée » entre les deux peaux pourraient être les meilleures solutions. La chute de morceau de verre a également été observée, et des éléments de réponse ont été apportés afin de palier à ce problème, ainsi, l'utilisation de verre trempé ou de verres résistants au feu au niveau de l'allège pourrait améliorer la durée de résistance au feu de la façade et retarder l'effondrement de ses composants.

Récemment, une étude expérimentale et numérique sur la dynamique du feu a été réalisée sur un banc d'essai pour la construction de façade selon la méthode "SP fire 105". Le dispositif expérimental simule un immeuble de trois étages, avec bardage extérieur et un incendie dans un compartiment situé à la base. Ces essais sur façade incombustible sont utilisés afin de vérifier la capacité du code à prédire les températures et les vitesses le long de la façade. Des essais de feu de façade ont également été effectués durant ces travaux de thèse et seront présentés dans un chapitre.

1.4.1.6 Travaux réalisés en France

En 2016, deux guides de préconisations ont été édités par deux laboratoires en ingénierie de la sécurité incendie, le CSTB et Efectis. Le premier s'intéresse plus particulièrement à la protection contre la propagation du feu des façades avec bardage bois [23][24] et traite des dispositions constructives visant à prévenir le risque de propagation du feu par l'extérieur d'un bâtiment via des façades en bois. Une campagne d'essais a permis d'identifier les paramètres essentiels à prendre en compte dans la prévention du risque de propagation du feu par l'extérieur via des façades en bois munies d'un bardage ventilé. Pour ce type de façade, les paramètres mis en avant sont les suivant :

- La présence, la nature, la géométrie et le positionnement des déflecteurs utilisés pour éviter l'effet « cheminée » dans la lame d'air du bardage ventilé, ainsi que pour éloigner les flammes du nu extérieur de la façade.
- La présence (ou non) et la nature de l'écran thermique mis en œuvre entre le bardage ventilé et les éléments porteurs (ou non) en ossature bois ou en panneaux bois monobloc de type panneaux en bois massif contrecollés ou contrecloués.
- Le classement de réaction au feu, l'épaisseur, la masse volumique moyenne minimale et le pouvoir calorifique supérieur du parement extérieur.

- La présence, la nature, la géométrie et le positionnement de dispositifs d'obturation et de calfeutrement de la lame d'air du bardage ventilé en situation d'incendie.
- Le traitement des embrasures de la façade.
- Le traitement de l'étanchéité entre les planchers et la façade.

Les solutions apportées par ce guide technique sont par exemple l'utilisation de déflecteur de flamme ou d'habillage en acier autour des embrasures permettant de limiter la propagation du feu en déviant la flamme et en l'éloignant de la façade dans le but de diminuer les actions thermiques.

Le deuxième document [25], quant à lui, traite des façades béton ou maçonnerie revêtues de systèmes d'isolation thermique extérieure par enduit sur polystyrène expansé. Il a pour objectif de décrire les solutions constructives destinées à limiter la propagation d'un incendie sur une façade en béton ou en maçonnerie revêtue d'un système d'isolation thermique extérieure par enduit sur polystyrène expansé. Toutes ces solutions constructives proposées dépendent :

- de l'épaisseur de l'isolant PSE en façade,
- du système d'enduit recouvrant le PSE : nature, composition et épaisseur,
- de la nature des travaux : isolation première ou sur-isolation.

Les solutions proposées préconisent la mise en place d'une bande de recouplement incombustible, permettant de stopper la combustion de l'isolant combustible. Celles-ci doivent avoir une hauteur supérieure ou égale à 200 mm et de même épaisseur que l'isolant. Le nombre dépendra de l'enduit utilisé et de la finition. L'utilisation de ces bandes pourra être complétée par la mise en place de paniers renforcés afin de protéger les baies. En effet, les embrasures représentent un point clé dans la lutte contre la propagation des feux sur une façade. Bien souvent, une protection de ces zones peut conduire à ralentir la propagation de l'incendie.

1.4.2 ETUDES NUMERIQUES

Dans le domaine de la sécurité incendie, le recours à l'outil numérique est de plus en plus fréquent. Il permet de tester un grand nombre de configurations en un temps réduit et à des coûts plus avantageux. De nombreuses études numériques ont déjà été réalisées sur de multiples configurations pour étudier l'influence de la géométrie sur la propagation du feu via la façade. Mais la majorité de ces études est réalisée pour des façades incombustibles. La flamme verticale sur une paroi étudiée expérimentalement a été largement utilisée pour valider les modèles de calcul numérique. C'est le cas de Trouvé [26] et Wang [27][28] au début des années 2000. Cette configuration a permis d'étudier les modèles de combustion, de rayonnement ou encore le modèle de suie. Les études expérimentales concernant la propagation d'une flamme le long d'une paroi de PMMA ont également été utilisées par

Brehob [29][30] à la fin des années 90 pour développer des modèles numériques ou analytiques permettant de décrire la propagation verticale d'une flamme sur une paroi combustible. Que ce soit une paroi combustible ou incombustible, ces configurations expérimentales, très bien instrumentées, permettent d'obtenir un grand nombre d'informations sur les flammes de parois, telles que la hauteur de flamme, la température, les vitesses d'écoulement, les flux pariétaux ou encore la vitesse de propagation du front de flamme dans le cas des parois combustibles.

Le laboratoire suédois SP utilise les résultats expérimentaux obtenus sur son banc d'essai afin de vérifier les codes de calcul numérique utilisés. En effet, Anderson et Jansson [31][32] ont utilisé FDS (Fire Dynamics Simulator) pour simuler les essais réalisés sur le banc d'essai SP Fire 105. Ensuite ils ont comparé les résultats numériques et expérimentaux. L'objectif de ce travail était d'étudier l'influence du débit calorifique utilisé comme donnée d'entrée du code de calcul. Le modèle numérique a été réalisé avec FDS en respectant la géométrie de l'essai. Les auteurs ont ainsi pu montrer que l'utilisation de données expérimentales comme donnée d'entrée du code de calcul permettait d'obtenir des prédictions numériques en adéquation avec les mesures expérimentales. Les caractéristiques générales du feu ont été bien reproduites par le modèle numérique mais les températures proches de la source de l'incendie n'ont pas pu être correctement prises en compte.

Aujourd'hui, la capacité des codes de calcul numérique permet de tester un grand nombre de géométries. Par exemple, Xing [33], Mammoser III [34] et Zhao [35] ont étudié la présence d'obstacles tels que des balcons au-dessus de l'ouverture du compartiment en feu. Ces différentes études ont permis de mettre en avant et de quantifier l'influence de la dimension du « D » définie dans ce chapitre, section 1.3.2.

L'utilisation de codes de calcul a également permis d'étudier avec plus de précision le comportement des flammes extérieures sur les façades double-peau ou façades ventilés pour lesquelles la problématique des écoulements de fumée dans la cavité de ventilation est un sujet important. Le recours à l'outil numérique permet ainsi de tester l'influence de profondeur de la cavité dans le cas des façades double-peaux [36][37][38].

1.5 OBJECTIFS DE LA THÈSE

Cette thèse a été réalisée dans le cadre d'une collaboration entre le CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment) et l'institut PPrime de Poitiers. Cette recherche, à la fois académique et applicative, doit fournir des informations originales sur le développement et le comportement du feu le long d'une façade, qu'elle soit combustible ou non.

La recherche sera basée sur la modélisation du développement du feu en prenant en compte différentes configurations de façade. Ainsi, les objectifs généraux de ce travail sont :

- la modélisation du développement du feu à l'intérieur et à l'extérieur d'un bâtiment en prenant en compte différents types de façade, pour différentes géométries ou compositions,
- la qualification et quantification des différents types d'incertitudes sur les risques de propagation du feu via la façade,
- l'identification des paramètres augmentant/diminuant le risque de propagation du feu via la façade,

Pour répondre à ces objectifs, deux approches seront utilisées, numérique et expérimentale. L'utilisation d'un code de calcul offre la possibilité d'étudier un grand nombre de configurations dans un domaine d'application bien défini (source localisée, non-participation des éléments de façade). Une des premières étapes sera donc de mettre en avant la capacité des codes de calcul à modéliser correctement les différents phénomènes du développement du feu sur une façade et d'identifier les limites de cette modélisation.

L'originalité de l'approche expérimentale se trouve dans sa simplicité. En effet, l'objectif principal de la mise en place du banc d'essai était de pouvoir observer les phénomènes de base contrôlant la propagation le long d'une paroi verticale, il était donc essentiel d'utiliser une configuration académique simple. Par la suite, il sera possible d'effectuer des modifications en ajoutant des éléments de façade plus complexes tels que l'insertion d'une lame de ventilation entre le bardage et la paroi inerte. Afin de faciliter la mise en œuvre et de permettre un plus grand nombre d'essais, tout en conservant les phénomènes physiques, le dispositif a été construit à échelle intermédiaire. De plus, les différents essais réalisés pourront servir de base de données à la modélisation de la propagation d'un incendie le long d'une paroi combustible. Ainsi, ce travail contribue à la mise au point des modèles de développement et de propagation d'incendies dans les bâtiments via la façade.

1.6 DESCRIPTION DU MÉMOIRE

Ce travail de thèse s'articule comme suit :

Dans un premier temps, un travail de vérification et validation du code de calcul sera réalisé. Pour cela, des configurations se rapprochant des feux de façade seront utilisées. Elles seront issues de la littérature. En effet, des essais bien instrumentés sont nécessaires pour vérifier la capacité du code de calcul à modéliser les flammes de paroi, qu'elles soient issues d'un compartiment en feu ou localisées à la base du mur. C'est pourquoi les deux configurations sélectionnées sont les suivantes :

- Flamme pariétale issue d'un brûleur à gaz vertical simulant un écoulement réactif le long d'une paroi inerte. Cette configuration permet de vérifier la capacité du code à modéliser une flamme le long d'une paroi et à estimer les températures de l'écoulement et les actions thermiques au niveau de la paroi.
- Feu de compartiment avec sortie de flammes. Afin d'étudier les phénomènes d'apparition de flamme à l'extérieur d'un compartiment en feu le long d'un mur inerte.

Dans la deuxième partie, une étude numérique sur l'influence de la géométrie d'une façade sera réalisée. Une étude sur les différents phénomènes liés aux dimensions des ouvertures ou à la configuration de la façade sera menée. Il sera donc possible d'analyser leur influence sur le risque de propagation du feu en façade.

Les troisième et quatrième parties seront consacrées aux façades combustibles. Dans un premier temps une étude expérimentale sur la propagation du feu sur une paroi combustible sera réalisée avec deux objectifs. Tout d'abord afin d'étudier les phénomènes de propagation sur une façade combustible (température de flamme, hauteur de propagation, contribution énergétique de la façade) et ensuite afin de vérifier la capacité du code à tenir compte de la participation de la façade. Et dans un deuxième temps, une nouvelle campagne expérimentale permettra d'étudier l'influence de la présence d'une lame d'air de ventilation entre le bardage et le mur sur la propagation du feu. Cette dernière configuration est largement utilisée dans la construction des façades.

Chapitre 2

DESCRIPTION ET VERIFICATION DE L'OUTIL NUMERIQUE UTILISE POUR LES SIMULATIONS DES FEUX DE PAROI VERTICALE

Ce chapitre a pour objectif de vérifier la capacité du code FDS (Fire Dynamics Simulator) [39] à modéliser les flammes le long d'une paroi verticale. Il se présente en deux parties.

Dans la première partie, le code de calcul est utilisé pour réaliser une étude paramétrique en exploitant comme données d'entrée les résultats expérimentaux issus des travaux de Coutin [6]. La modélisation de cette configuration expérimentale à petite échelle a été l'occasion de maîtriser le code de calcul utilisé et de mettre en évidence les paramètres numériques les plus influents sur le comportement d'une flamme pariétale. Cela a également permis de faire ressortir les points forts et les limites de ces modélisations. Les modèles disponibles dans le code de calcul, que ce soit le modèle de combustion, de rayonnement, ou de turbulence ont été ainsi testés. Cette étude a également permis de vérifier si les grandeurs calculées avec le code de calcul sont en corrélation avec les résultats expérimentaux.

La deuxième partie est consacrée à la simulation d'un essai à échelle réelle issue des travaux de thèse de Desanghère [40]. Cette configuration lui a permis de vérifier la qualité des simulations numériques, dans le cas d'une configuration réelle, c'est-à-dire, dans le cas d'un feu généralisé avec sortie de flamme. Ce type de configuration permet de vérifier la capacité du code de calcul à modéliser les flammes extérieures mais également les échanges hydrauliques au niveau de l'ouverture. Cette partie sera également l'occasion de mettre en avant un paramètre d'entrée lié au foyer à savoir la chaleur de combustion. En effet, celle-ci n'étant pas précisément définie, son influence sur les prédictions numériques sera étudiée. De plus, cette modélisation permettra d'étudier la sensibilité au maillage des simulations.

Un outil numérique a été sélectionné. Il s'agit du code de calcul Fire Dynamics Simulator version 6 (FDS6) développé par l'institut américain NIST et ce, pour plusieurs raisons : sources disponibles, capacités et limites connues et possibilité de le faire évoluer.

2.1 DESCRIPTION DE L'OUTILS NUMERIQUE

Le code de calcul FDS (Fire Dynamics Simulator) développé aux États-Unis par le NIST (National Institute of Standards and Technology) est utilisé pour calculer les grandeurs physiques caractérisant le feu et la fumée telles que la température, les vitesses ou encore les flux. FDS est un code de champs aux volumes finis permettant de résoudre sur une grille de calcul tridimensionnelle les équations de la mécanique des fluides décrivant le mouvement des fluides à faible nombre de Mach. Ce type d'écoulement est caractéristique des incendies en bâtiment. La turbulence est modélisée à l'aide de la technique de simulation des grandes échelles ou LES (Large Eddy Simulation en anglais). Un modèle de combustion basé sur une hypothèse de réaction infiniment rapide, un modèle de rayonnement et un modèle de conduction de la chaleur dans les parois sont couplés à ce modèle aérodynamique de façon à représenter les phénomènes principaux mis en jeu lors d'un incendie en bâtiment. Le lecteur pourra se référer à [39] pour une présentation exhaustive du logiciel et des modèles employés. Cependant, certains de ces modèles vont être décrits dans ce chapitre comme le modèle de combustion, de turbulence et les conditions au niveau des parois. Il s'agit des modèles implémentés par défaut dans le code de calcul et utilisés lors des études qui vont suivre.

2.1.1 MODELISATION DE LA TURBULENCE

2.1.1.1 Approche « Large Eddy Simulation » (LES)

La méthode utilisée pour traiter la turbulence peut différer en fonction des codes de calcul CFD. Il existe deux méthodes principales : la RANS (Reynolds-Averaged Navier Stokes) et la LES (Large Eddy Simulation). Dans le cadre des études incendie, l'ensemble des écoulements liés à la dynamique du feu ne pourrait être simulé grâce à l'approche RANS. L'approche RANS donne seulement une vitesse constante et ne peut pas suivre ses variations en fonction du temps. Ainsi, FDS étant un code de calcul dédié à la modélisation des incendies, l'approche LES est celle utilisée. Celle-ci est basée sur le filtrage des échelles de tourbillon. A partir de la taille de filtre déterminée au départ (Δ dans l'équation 2.1), les fluctuations plus grandes que cette taille sont résolues directement alors que les autres, plus petites, sont modélisées. La LES est adaptée pour des configurations instationnaires complexes où l'écoulement est directement influencé par la géométrie. Cependant, on pourra voir que les résultats présentés dans les études qui suivent se rapprochent de ce qui peut être obtenu avec une approche RANS. En effet, ces résultats sont moyennés sur une période de temps importante. Cela permet de s'affranchir des phénomènes oscillatoires pouvant être observés lors d'un incendie. Par exemple, la hauteur de flamme n'est pas une grandeur constante lors d'un incendie, ainsi pour pouvoir effectuer des comparaisons pertinentes entre les différentes simulations, une valeur moyenne est nécessaire.

2.1.1.2 Modèle de sous mailles

La notion de viscosité turbulente est introduite afin de permettre la fermeture du système d'équations du modèle de turbulence. Pour cela, les développeurs de FDS ont fait le choix d'utiliser par défaut le modèle de Deardorff. Cette sélection a pour but de promouvoir l'utilisation de mailles cubiques, qui sont optimales pour les flux turbulents isotropes typiques des panaches de feu thermiquement entraînés. Le principe de ce modèle consiste à modéliser la viscosité turbulente (μ_t) par l'énergie cinétique de sous maille (k_{sgs}) :

$$\mu_t = \rho C_v \Delta \sqrt{k_{sgs}} \quad (2.1)$$
$$k_{sgs} = \frac{1}{2} ((\bar{u} - \hat{u})^2 + (\bar{v} - \hat{v})^2 + (\bar{w} - \hat{w})^2)$$

où $\bar{u}$ est la valeur moyenne de u au centre de la maille et $\hat{u}$ est la moyenne pondérée de u avec les cellules adjacentes :

$$\bar{u}_{ijk} = \frac{u_{ijk} + u_{i-1,jk}}{2}$$
$$\hat{u}_{ijk} = \frac{\bar{u}_{ijk}}{2} + \frac{\bar{u}_{i-1,jk} + \bar{u}_{i+1,jk}}{4} \quad (2.2)$$

Les termes $\bar{v}_{ijk}$ et $\bar{w}_{ijk}$ sont définis de la même façon. La constante du modèle C_v est, par défaut dans le code FDS, prise égale à 0.1.

2.1.2 MODELE DE COMBUSTION

Dans FDS, il existe une distinction entre la combustion en phase gazeuse et la pyrolyse en phase solide. Le premier se réfère à la réaction des gaz combustibles et l'oxygène, et l'autre à la production de ces gaz au niveau d'une surface solide ou liquide. Il est vrai qu'il peut y avoir plusieurs types de combustibles dans une simulation incendie, cependant, dans le modèle de combustion de FDS, il ne peut y avoir qu'un seul combustible gazeux. En effet, il est coûteux de résoudre des équations de transport pour plusieurs combustibles gazeux. Par conséquent, la présence de plusieurs combustibles est prise en compte à travers une chaleur de combustion équivalente. Ainsi, une seule réaction de combustion, tenant compte de tous les combustibles, est spécifiée. Par défaut, la réaction du combustible et de l'oxygène est infiniment rapide et contrôlée par le mélange, d'où l'appellation « mixing-controlled ». Cette approche de la combustion, considère une seule espèce de combustible qui se compose principalement de C, H, O et N et réagit avec l'oxygène en une seule étape pour former H_2O , CO_2 , de la suie et du CO.

Pour la grande majorité des applications FDS, l'hypothèse selon laquelle « ce qui est mélangé brûle » (ou en anglais « mixed is burnt ») est suffisante pour modéliser le système de réaction et le terme source chimique est modélisé à l'aide de l'Eddy Dissipation Concept (EDC) :

$$\dot{m}_F''' = -\rho \frac{\min(Z_F, Z_A/s)}{\tau_{\text{mix}}} \quad (2.3)$$

Ici, Z_F et Z_A sont respectivement les fractions massiques localisées de combustible et d'air, et s est le coefficient stœchiométrique de l'air. La quantité τ_{mix} est une échelle de temps pour le mélange qui doit être modélisé. Le modèle EDC prévoit donc que le taux de consommation du combustible soit proportionnel à la fois à la concentration limite locale de réactif et au taux de mélange local.

2.1.3 CONDITIONS LIMITES A LA PAROI

Conduction dans les solides

Dans FDS, les solides sont constitués de plusieurs couches séparées. Chacune de ces couches peut être constituée de plusieurs matériaux distincts. Ceux-ci peuvent subir plusieurs réactions de dégradation thermiques engendrant des produits tels que de la vapeur d'eau et/ou des produits combustibles. Le modèle de conduction de la chaleur dans un solide utilisé dans FDS est unidirectionnel et perpendiculaire à la surface du solide :

$$\rho_s c_{p,s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda_{k_s} \frac{\partial T_s}{\partial x} + \dot{q}_s''' \quad (2.4)$$

où ρ_s et $c_{p,s}$ sont respectivement la masse volumique et la chaleur spécifique du solide et λ_{k_s} la conductivité thermique du solide. Le terme $\dot{q}_s'''$ est composé des réactions chimiques et de l'absorption due au rayonnement.

Echanges fluides-solides

Par défaut, le flux de chaleur convectif est calculé à partir de l'équation suivante :

$$\dot{q}_c'' = k(T_g - T_w) \quad (2.5)$$

où T_g est la température des gaz en dehors de la couche limite, T_w la température de la surface du côté de l'échange thermique et k le coefficient d'échange thermique.

Le modèle d'échange fluides-solides va permettre de calculer la valeur du coefficient d'échange thermique. La méthode implémentée par défaut dans FDS consiste à extraire la valeur maximale entre les termes de convection naturelle et de convection forcée :

$$k = \max\left(C|T_g - T_w|^{1/3}, \frac{\lambda_k}{L} \text{Nu}\right) \quad (2.6)$$

où C est un coefficient empirique pour la convection naturelle. Il est égal à 1.31 pour des surfaces horizontales et à 1.52 pour des surfaces verticales ou cylindriques. Le paramètre λ_k

est la conductivité thermique du gaz, L une longueur caractéristique du solide et Nu le nombre de Nusselt. Ce dernier dépend de la géométrie et des caractéristiques de l'écoulement.

2.2 ETUDE D'UNE FLAMME VERTICALE EN INTERACTION AVEC UNE PAROI

Cette étude se base sur les résultats expérimentaux obtenus par Coutin dans ses travaux de thèse. Elle a pour objectif de comparer les résultats des simulations numériques réalisés avec le code FDS version 6, avec ceux obtenus par des expériences de propagation de flammes le long d'une paroi verticale inerte. Le but est de vérifier si les différents paramètres du développement du feu et les transferts thermiques entre la flamme et la paroi sont proprement simulés. En effet, la propagation d'un feu le long d'une façade est directement liée aux actions thermiques auxquelles elle est soumise durant un incendie. C'est pourquoi il est impératif de vérifier si celles-ci sont correctement prédites par le code de calcul. De plus, cette étude sera l'occasion d'observer l'influence des paramètres d'entrée du code et d'en comprendre le fonctionnement. Ainsi, les paramètres suivants seront analysés :

- Le maillage de la zone où se développe le feu, où se déplacent les flammes et les fumées.
- La fraction radiative qui représente la part d'énergie libérée sous forme de rayonnement lors de la combustion.
- Le taux de production de suie, qui influe directement sur le rayonnement émis par la flamme mais également par les gaz chauds.

Une meilleure compréhension de ces paramètres permettra une utilisation optimale du code de calcul et ainsi d'éviter certaines erreurs dues à la modélisation.

2.2.1 DISPOSITIF EXPERIMENTAL

La configuration expérimentale étudiée est présentée sur la Figure 2.2-1. Elle permet un développement libre d'un feu ascendant sur une paroi. Ce feu est réalisé à l'aide d'un brûleur poreux rectangulaire en bronze positionné verticalement, lequel est alimenté en propane. Les gaz de pyrolyse brûlent au-dessus du foyer sur la face extérieure de la paroi inerte. Celle-ci est maintenue à une température de 65°C à l'aide d'échangeurs thermiques permettant d'éviter la condensation de la vapeur d'eau sur la surface et de limiter l'effet du rayonnement de la paroi pouvant perturber les bilans thermiques. Le débit calorifique est constant tout au long de l'expérience, plusieurs valeurs (36, 54 et 72 kW) ont ainsi pu être testées expérimentalement. Les grandeurs obtenues par Coutin sont les profils de vitesse et de température ainsi que les flux de chaleur reçus par la paroi. Les points de mesure sont indiqués par les lignes en pointillés sur la Figure 2.1.1. Il faut noter que dans les figures qui seront présentées dans ce chapitre les notations T1 à T7 représentent les différentes hauteurs de la paroi où ont été effectuées les mesures expérimentales du bord inférieur du brûleur (origine).

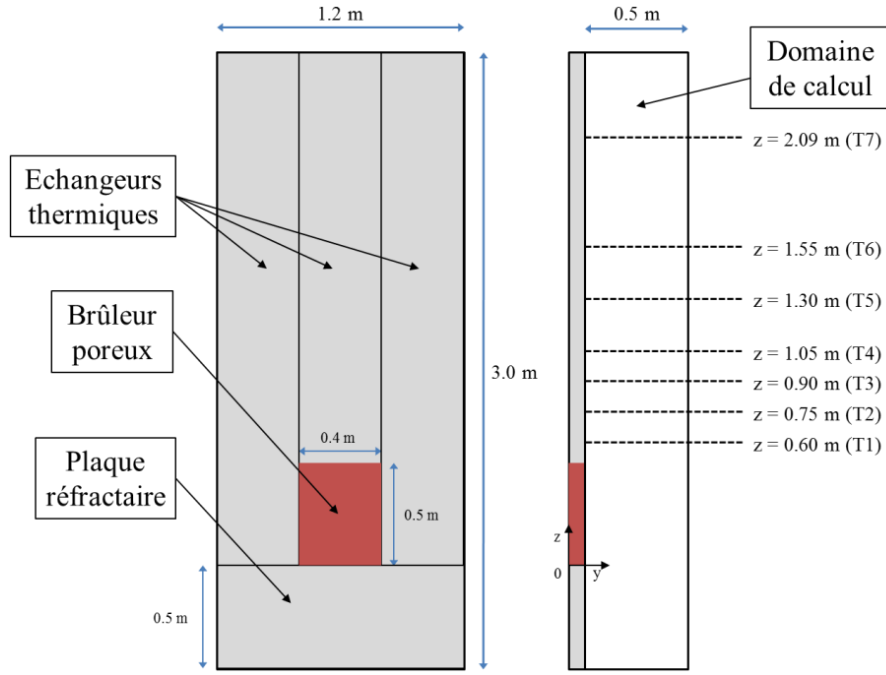
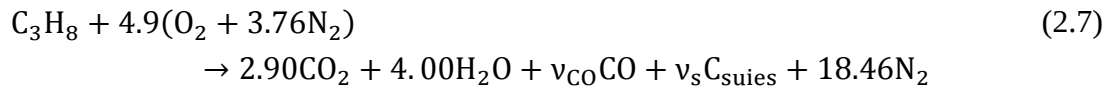


Figure 2.2-1 : Schéma du dispositif expérimental – Les pointillés indiquent les positions des profils mesurés (vitesse et température)

2.2.2 MODELISATION ET PREDICTIONS NUMERIQUES

Les dimensions du domaine de calcul sont de 1.2 m sur l'axe x, 0.5 m selon y et 3.0 m selon z. Toutes les surfaces sont maintenues à une température de 65 °C et sont considérées inertes afin de respecter la configuration expérimentale. La chaleur de combustion du propane est prise égale à 46,2 MJ/kg et la réaction globale de combustion est la suivante :



Le taux de production de suies y_s est de 0.024 et le taux de production de CO est de 0.005. Ces paramètres sont issus de la littérature [41] et sont constants quelle que soit la simulation sauf indication contraire. Ainsi, en utilisant les formules proposées par le guide de FDS (Equation 2.8), les coefficients stœchiométriques du CO et de la suie sont respectivement égaux à $v_{\text{CO}} = 0.01$ et $v_s = 0.01$.

$$\begin{aligned} v_s &= \frac{M_F}{M_s} y_s \\ v_{\text{CO}} &= \frac{M_F}{M_{\text{CO}}} y_{\text{CO}} \end{aligned} \quad (2.8)$$

Dans l'équation 2.8, y_s et y_{CO} correspondent respectivement aux taux de production de suie et de monoxyde de carbone. Ces deux paramètres sont fixés par l'utilisateur avant chaque calcul. Les masses molaires du combustible, de la suie et du monoxyde de carbone sont notées M_F , M_s et M_{CO} .

Les résultats numériques présentés sont des valeurs moyennées sur soixante secondes à partir de l'état stationnaire. La hauteur $z=0$ correspond à la base du brûleur comme indiqué sur la Figure 2.2-1.

2.2.2.1 Influence du maillage

Le code FDS est employé par un large public qui n'est pas nécessairement habitué à l'utilisation de modèles CFD, ce qui peut amener à l'utilisation de maillages inadaptés aux configurations étudiées. Ainsi, l'influence du maillage sur le calcul du transfert thermique convectif vers les parois a été testée. En général, l'utilisateur doit réaliser une étude de convergence au maillage en commençant par un maillage relâché et en raffinant celui-ci jusqu'à obtenir une convergence des résultats. En effet, dans notre cas qui représente une configuration simple, il n'est pas nécessaire d'utiliser un maillage trop fin, qui augmenterait le temps de calcul et n'améliorerait pas la qualité des résultats. Les concepteurs de FDS proposent une corrélation permettant d'optimiser le maillage dans le cas de simulation impliquant des panaches thermiques (voir équation 2.9). Il est donc possible de l'utiliser en première approche, même si la configuration étudiée ici s'éloigne légèrement du domaine d'application de cette formule. En effet, cette formule a été développée à partir d'essais de feu de nappe, ce qui ne correspond pas à notre configuration brûleur vertical présentée dans cette étude. Cependant, elle représente un point de départ intéressant. Ainsi, cette corrélation relie une longueur caractéristique (D^*) à la puissance du foyer ($\dot{Q}$) via la relation suivante :

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_{p,\infty} T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (2.9)$$

où :

- D^* est le diamètre caractéristique du feu (m)
- $\dot{Q}$ est la puissance caractéristique du feu (kW)
- ρ_{∞} est la densité de l'air ($\rho_{\infty} = 1.25 \text{ kg. m}^{-3}$)
- $c_{p,\infty}$ est la chaleur massique de l'air ($c_{p,\infty} = 1000 \text{ J. kg}^{-1}. \text{K}^{-1}$)
- T_{∞} est la température de l'air ($T_{\infty} = 298 \text{ K}$)
- g est l'accélération de la pesanteur ($g = 9.8 \text{ m. s}^{-2}$)

La taille nominale de chaque maille (δ_x) au niveau du foyer doit être proche de :

$$\delta_x = \frac{D^*}{16} \quad (2.10)$$

En général, les structures de grande échelle qui sont contrôlées par les termes non-visqueux peuvent être complètement décrites lorsque cette longueur caractéristique est englobée par environ seize cellules de calcul. Pour le débit calorifique considéré ici (72 kW), la longueur caractéristique, D^* est de 0.335 m. Cela implique qu'une bonne résolution de

l'écoulement pariétal peut être obtenue avec une résolution spatiale d'environ 2.09 cm. La taille de maille de 2.0 cm a donc été utilisée pour les simulations effectuées. Une analyse de sensibilité de la taille du maillage a été entreprise avec deux grilles plus fines. Ainsi, lors de cette étude, des maillages cubiques complémentaires de 1.50 cm et 1.25 cm de côté ont été utilisés afin de vérifier l'influence de ce paramètre sur la qualité des résultats. Il est important d'utiliser un maillage offrant un bon compromis entre une résolution correcte des zones de réaction et la contrainte imposant que le maillage ne soit pas trop raffiné à proximité des parois car les corrélations utilisées pour estimer les flux thermiques imposent que la première maille englobe la couche limite [40]. De plus, lors de l'expérience, le quadrillage utilisé pour les mesures de température est inférieur à 2.00 cm. Les maillages sélectionnés permettent également d'obtenir suffisamment de valeurs numériques à comparer aux données expérimentales.

Analyse des températures et vitesses :

Les Figure 2.2-2 et Figure 2.2-3 représentent les profils horizontaux de températures et de vitesses à plusieurs hauteurs. Les coordonnées des points de mesures sont indiquées sur la Figure 2.2-1. En observant les résultats, on note une très faible influence du maillage dans les zones éloignées de la paroi ($y > 0.05$ m), en revanche au niveau de la paroi ($y < 0.05$ m), les écarts de températures entre les différents maillages peuvent atteindre environ 200°C. De plus, le maillage large, obtenu avec la formule proposée dans le guide du code, offre de meilleures prédictions avec un temps de calcul environ huit fois plus faible que le maillage le plus fin. En effet, lorsque de forts gradients doivent être résolus, un maillage fin semble plus adapté, comme on peut le constater pour les hauteurs T1 à T3 (zone de combustion). Même si les vitesses sont légèrement surestimées, les températures sont quant à elles correctement prédites. En revanche, l'utilisation de mailles trop fines dans les zones plus éloignées du foyer entraîne une sous-estimation nette des températures, alors que les vitesses prédites tendent vers les résultats expérimentaux quel que soit le maillage utilisé.

Numériquement, lorsque l'on utilise un maillage plus fin, on note clairement la prise en compte de l'influence de la paroi sur l'écoulement, avec des températures et des vitesses qui diminuent en se rapprochant de la paroi (celle-ci étant maintenue à 65°C). On remarque également l'élargissement de la zone de flamme. Ainsi, le maillage le plus large ($\delta_x = 2.00$ cm) offre des prédictions correctes sur toute la hauteur même si la prise en compte de l'influence de la paroi n'est pas totalement satisfaisante. Finalement, on peut dire que cette étude n'a pas menée à une convergence des résultats. En effet, le raffinement du maillage a montré que de nouveaux phénomènes étaient pris en compte comme par exemple l'influence de la paroi sur l'écoulement. Cependant, ces phénomènes ne modifient que très peu les ordres de grandeur. Les prédictions numériques sont globalement proches des résultats expérimentaux.

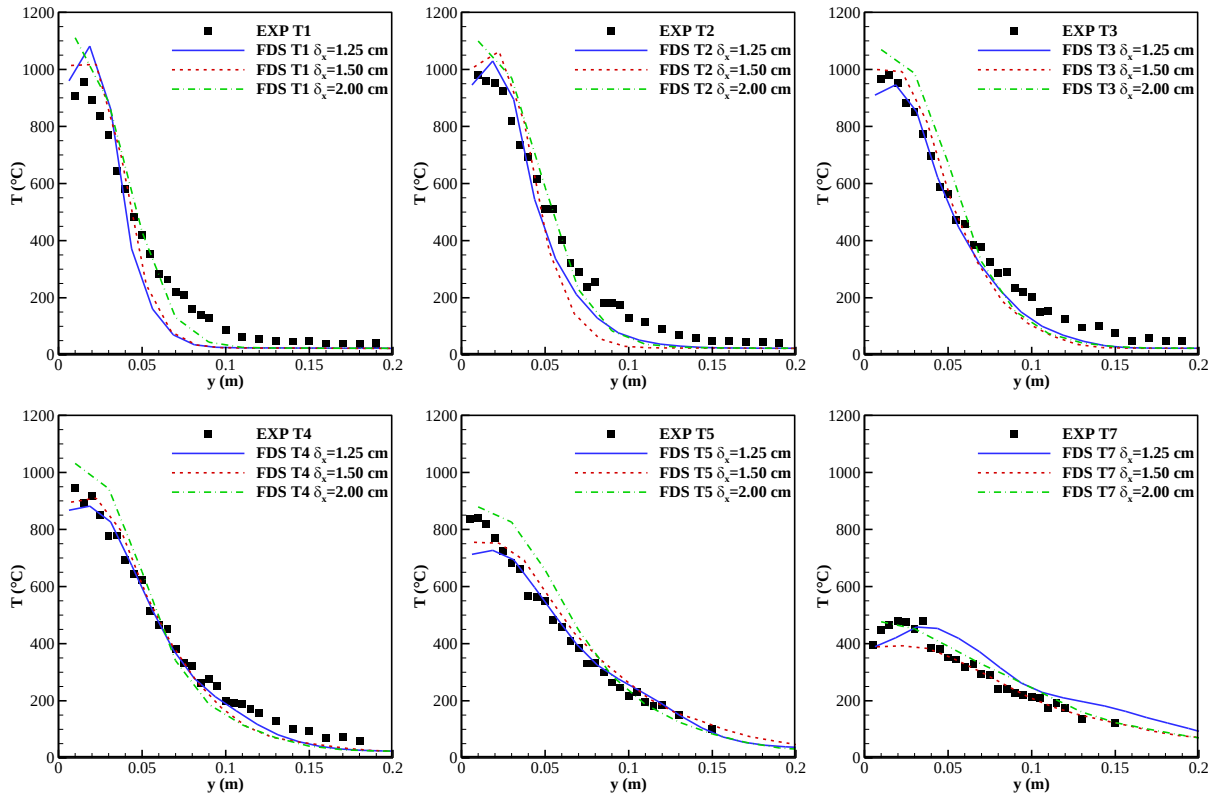


Figure 2.2-2 : Comparaisons de profils de température simulées et expérimentales montrant l'influence de la taille de maille pour un débit calorifique de 72 kW.

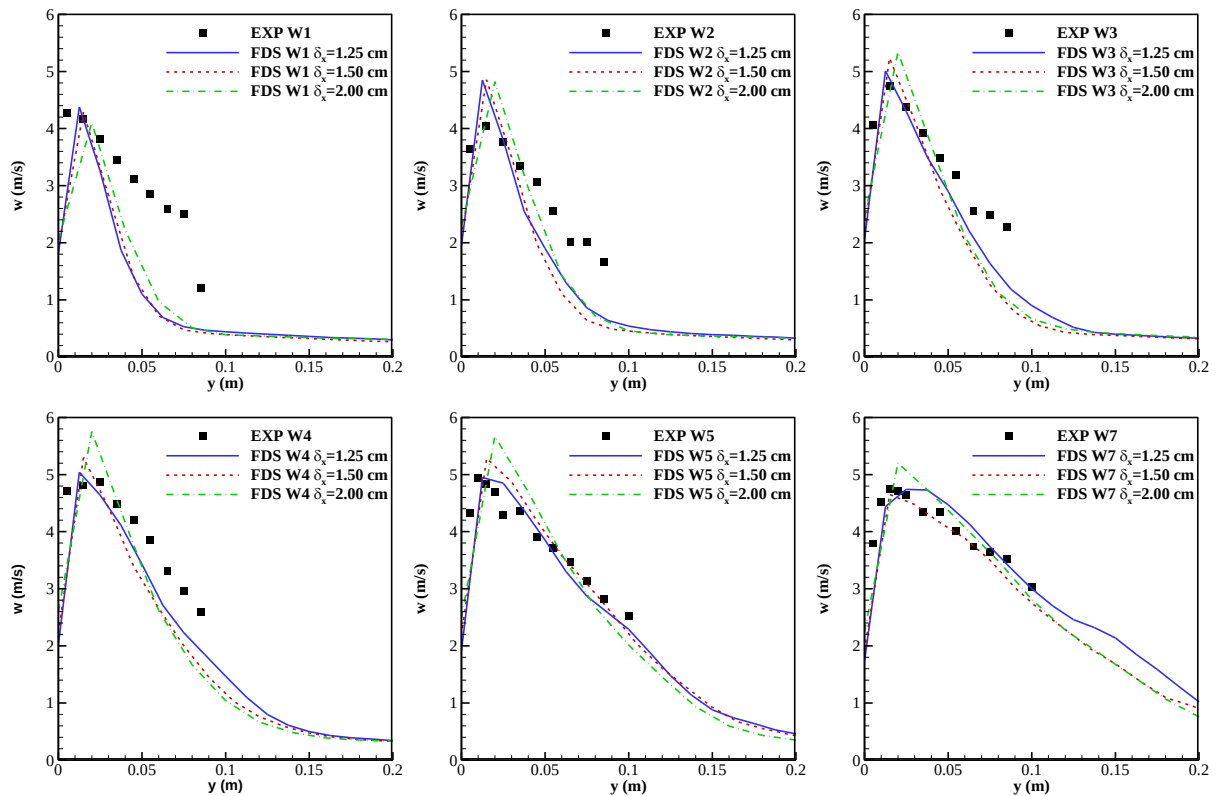


Figure 2.2-3 : Comparaisons de profils de vitesses simulées et expérimentales montrant l'influence de la taille de maille pour un débit calorifique de 72 kW ;

Analyse des flux reçus par la paroi :

Si l'on s'intéresse à l'évolution verticale du flux reçu par la paroi dans l'axe du brûleur ($x=0.2$ m) présentée sur la Figure 2.2-4, on remarque que les valeurs expérimentales et les prédictions numériques sont du même ordre de grandeur, soit environ 40 kW/m^2 . Il s'agit de la valeur maximale située entre 0.3 et 0.4 m au-dessus du brûleur, au cœur de la zone de combustion, où les températures sont les plus élevées. Ainsi, l'évolution verticale du flux reçu par la paroi est assez bien prédite quelle que soit la taille du maillage. Entre 0.5 et 0.7 m au-dessus du brûleur le flux est surestimé, ceci correspond aux résultats obtenus pour les températures, car elles sont également surestimées dans cette zone. Ces résultats découlent principalement du modèle de combustion infiniment rapide utilisé par le code de calcul. Numériquement, les temps de réaction sont très courts, le dégagement de chaleur lié à la réaction est donc plus rapide. La zone de combustion est ainsi située plus près du brûleur, ce qui décale légèrement la flamme vers le bas. Ainsi, comme on le remarque sur les profils de température et sur l'évolution verticale du flux, les valeurs maximales obtenues numériquement se situent souvent dans des zones plus basse qu'expérimentalement. Mais finalement, en tenant compte de ce décalage, les prédictions du flux sont en adéquations avec les résultats obtenus pour les températures sur toute la hauteur.

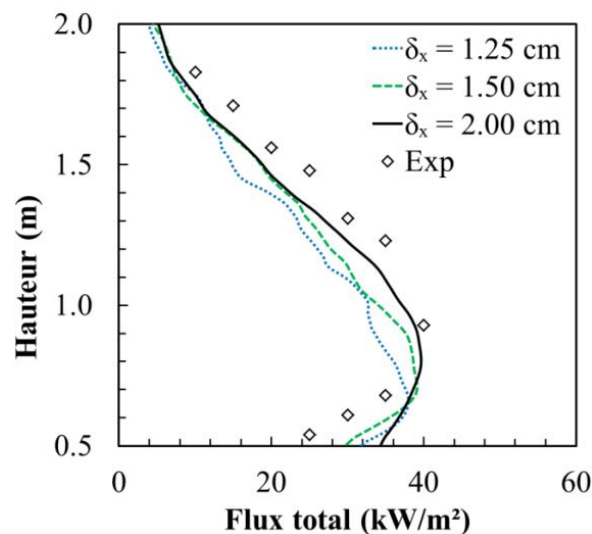


Figure 2.2-4 : Comparaisons des évolutions verticales des flux incidents ($x=0.2$ m) pour trois maillages différents, avec celles obtenues expérimentalement ($\chi_r = 0.3$).

2.2.2.2 Influence de la fraction radiative et du taux de production de suie

La fraction radiative (χ_r) représente le pourcentage d'énergie libérée sous forme de rayonnement lors de la combustion. Ce paramètre est étroitement lié à la nature du combustible et sa valeur globale peut être mesurée expérimentalement [41]. En effet, McCaffrey [42] a montré que lorsque l'écoulement est contrôlé par la flottabilité, la valeur de la fraction radiative est constante. Par exemple, pour le propane, elle est d'environ 0.3 (30 %). Dans le code de calcul FDS, ce paramètre peut être fixé afin de simplifier et améliorer la modélisation du rayonnement. Ainsi, en fonction de la zone où l'on se situe, la fraction

radiative permettra de corriger le terme source radiatif dans l'équation du transfert radiatif. Dans les zones situées hors de la flamme, c'est-à-dire où aucune énergie n'est libérée ($\dot{q}''' = 0$), le terme source est de la forme :

$$\kappa I_b = \kappa \frac{\sigma T^4}{\pi} \quad (2.11)$$

Alors que dans les zones traversées par la flamme, c'est-à-dire lorsque la puissance libérée par la réaction de combustion est supérieure à zéro ($\dot{q}''' > 0$), la modélisation du terme source radiatif est de la forme suivante :

$$\kappa I_b = \max \left(\chi_r \frac{\dot{q}'''}{4\pi}, \kappa \frac{\sigma T^4}{\pi} \right) \quad (2.12)$$

avec :

- $\dot{q}'''$ est la puissance libérée par unité de volume
- κ est le coefficient d'absorption
- I_b est l'intensité radiative
- T est la température des gaz dans la cellule

Il a été décidé ici d'étudier l'influence de la fraction radiative sur les résultats obtenus en la faisant varier de 0 à 0.4 (0% à 40%). Cependant, lorsque la fraction radiative est fixée à zéro, cela ne signifie pas que le rayonnement n'est pas pris en compte, mais seulement que le terme source dans l'équation du transfert radiatif est uniquement estimé à partir de la température moyenne de chaque maille traversée par la flamme. En d'autres termes, il est calculé de la même manière que ce soit dans la zone de flamme ou en dehors (Equation 2.11).

Le taux de production de suie est également un paramètre contrôlant le rayonnement émis par une flamme et ce paramètre est également lié numériquement à la fraction radiative. Le coefficient d'absorption (κ) présent dans les équations 2.11 et 2.12 est fonction des espèces chimiques présentes dans les gaz et de la température. Il dépend donc en partie de la fraction volumique de suie [44][45]. Celle-ci est liée au taux de production de suie (y_s) fixé par l'utilisateur avant le calcul. Une variation de ce taux peut engendrer une variation dans le calcul de l'équation 2.12. C'est pourquoi il est intéressant d'étudier ensemble leur influence sur le flux reçu par la paroi.

Les résultats numériques présentés dans cette partie sont obtenus avec un débit calorifique de 72 kW et un maillage de 2.0 cm et comme pour les études précédentes, les résultats sont moyennés sur une période de 60 secondes à partir de l'état stationnaire.

La Figure 2.2-5 représente l'évolution verticale du flux reçu par la paroi en fonction de la fraction radiative dans l'axe du brûleur ($x=0.2$ m). Cette figure permet de mettre en évidence le rôle de la fraction radiative. Elle illustre également parfaitement la méthode

d'estimation de la part d'énergie libérée sous forme de rayonnement. A partir d'une certaine valeur minimale de la fraction radiative, les prédictions numériques ne varient plus. En effet, pour des valeurs inférieure ou égale à 0.2, ces résultats sont identiques car le terme source radiatif est calculé à partir de l'équation 2.11 quelle que soit la zone (dans la zone de combustion ou en dehors). Le terme source radiatif est donc indépendant de la fraction radiative car celle-ci est estimée trop faible par le code de calcul via l'équation 2.12. En revanche, pour des valeurs de 0.3 et 0.4, elle est prise en compte avec une augmentation du flux reçu par la paroi proportionnelle à la fraction radiative. Ainsi, la valeur issue de la littérature, à savoir 0.3, semble adéquate lorsqu'il s'agit de prédire le flux reçu par la paroi pour cette configuration.

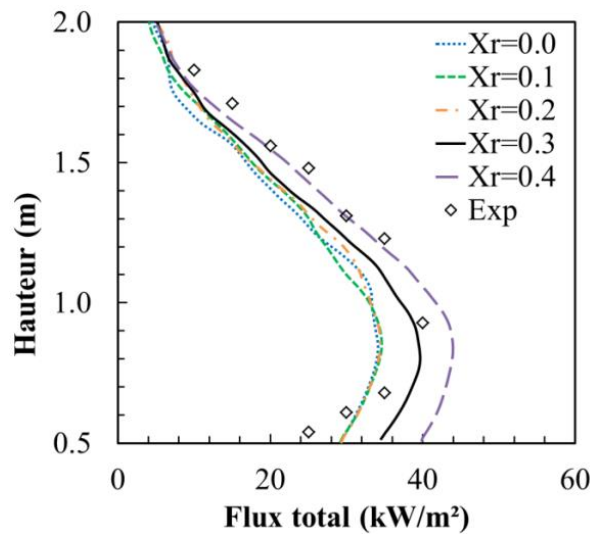


Figure 2.2-5 : Flux reçu par la paroi en fonction de la fraction radiative si $y_s=0.024$

La Figure 2.2-6 représente l'évolution verticale du flux reçu par la paroi en fonction du taux de production de suie dans l'axe du brûleur ($x=0.2$ m). Ce graphe permet de mettre en évidence l'influence du taux de production de suie sur le flux reçu par la paroi. C'est pourquoi, lors de ces simulations, la fraction radiative a été fixée à zéro afin de calculer l'intensité radiative à partir de l'équation 2.11 et de s'affranchir de la correction liée à la fraction radiative. La variation du taux de production de suie s'étend de 0.0 à 0.2 g/g. Il s'agit bien entendu de valeurs irréalistes permettant d'obtenir des différences significatives dans les résultats. On remarque que ce paramètre a une influence importante sur les prédictions numériques du flux. En effet, pour un taux de production de suie de 0.0, le flux est d'environ 30 kW/m² alors que pour une valeur de 0.2, celui-ci est de pratiquement 50 kW/m². En excluant les résultats obtenus avec $y_s=0$, on remarque que l'influence du taux de production de suie est négligeable en dehors de la zone de flamme (pour des hauteurs supérieures à 1.4 m).

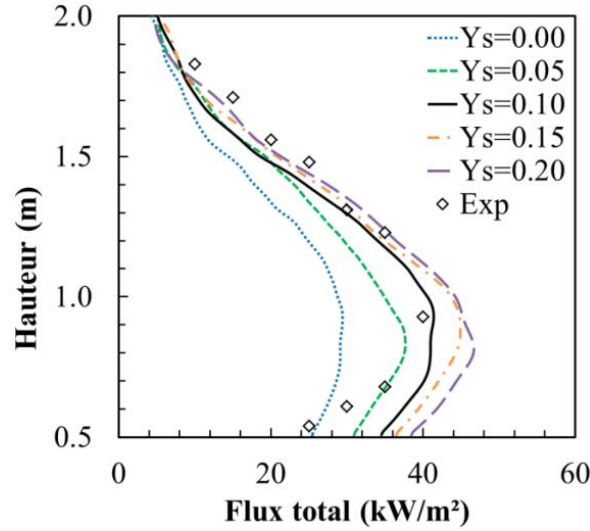


Figure 2.2-6 : Flux reçu par la paroi en fonction du taux de production de suie avec une fraction radiative $\chi_r=0.0$.

Lorsqu'on choisit de fixer la fraction radiative à zéro ($\chi_r = 0$), la part d'énergie libérée sous forme de rayonnement est directement calculée par le code (via l'équation 2.11) et peut donc varier en fonction du taux de production de suie. Il est donc possible de la calculer pour chaque simulation ($\chi_{r,calculée}$). Elle est estimée à partir de la puissance totale libérée par la combustion ($\dot{Q}_{tot}$) et la puissance radiative ($\dot{Q}_{rad}$) via l'équation 2.13. Ces deux puissances sont directement calculées par le code.

$$\chi_{r,calculée} = \frac{\dot{Q}_{rad}}{\dot{Q}_{tot}} \quad (2.13)$$

La puissance totale calculée par FDS ($\dot{Q}_{rad}$) tient compte de l'efficacité de la combustion liée à la production de suie. En effet, la chaleur de combustion chimique (ou efficace) est calculée de la manière suivante :

$$\Delta H_{ch} = \frac{v_{O_2} M_{O_2}}{v_F M_F} \Delta H_{O_2} \quad (2.14)$$

Dans cette formule, M_{O_2} et M_F sont respectivement les masses molaires de l'oxygène et du combustible utilisé. $\Delta H_{O_2} = 13.1 \text{ MJ/kg}$ est la quantité d'énergie libérée par kilogramme d'oxygène consommé. Le coefficient stœchiométrique du combustible (v_F) est égal à 1 dans le cas de la combustion du propane (Equation 2.7) et le coefficient stœchiométrique de l'oxygène (v_{O_2}) est, dans le cas de la combustion du propane, égal à :

$$v_{O_2} = 5 - v_s \quad (2.15)$$

où v_s est le coefficient stœchiométrique de la suie défini par l'équation 2.8.

Ainsi, les formules 2.14 et 2.15 montrent clairement que la chaleur de combustion efficace dépend de la production de suie. Théoriquement, la chaleur de combustion du

propane est égale à 43.7 MJ/kg [41]. Cette valeur est obtenue en tenant compte de l'efficacité de la combustion, c'est-à-dire en utilisant un taux de production de suie théorique de 0.024 g/g déterminé expérimentalement [41].

La Figure 2.2-7 montre l'évolution de la part d'énergie libérée sous forme de rayonnement en fonction du taux de production de suie lorsque le terme source radiatif est calculé à partir de l'équation 2.11 quelle que soit la zone du domaine de calcul. Pour un taux de production de suie de 0.024, la part d'énergie rayonnée est environ égale à 0.2. Comme on a pu le voir sur la Figure 2.2-5, cette valeur n'est pas suffisante pour permettre une estimation correcte du flux reçu par la paroi. La valeur permettant d'obtenir une part d'énergie rayonnée suffisante et correspondant à la valeur de la littérature, c'est-à-dire 0.3, se situe aux environs de 0.08 g/g. Cette valeur n'est en aucun cas réaliste pour la combustion du propane et changerait significativement la composition des fumées. Il est donc nécessaire, dans ce cas, d'utiliser une fraction radiative prescrite pour corriger le rayonnement de la flamme.

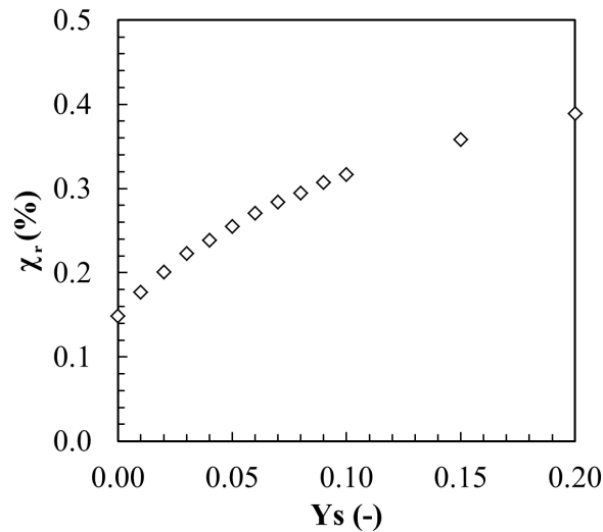


Figure 2.2-7 : Part d'énergie libérée sous forme de rayonnement calculée par le code de calcul en fonction du taux de production de suie pour une flamme de diffusion de propane.

2.2.2.3 Influence de la méthode d'estimation de la température

La dernière étude paramétrique sur la configuration flamme pariétale issue d'un brûleur propane vertical (présentée sur la Figure 2.2-1) concerne la méthode d'estimation de la température. En effet, le code de calcul offre la possibilité d'estimer la température de deux façons distinctes.

La première méthode consiste à extraire la température réelle du gaz qui correspond à la température moyenne dans une cellule du maillage. Elle est dérivée de la masse volumique (ρ) et de la fraction massique des espèces chimiques (Z_α) via l'équation d'état :

$$T = \frac{p}{\rho R \sum_{\alpha=0}^{N_s} (Z_\alpha / M_\alpha)} \quad (2.16)$$

où p est la pression et R la constante des gaz parfaits.

La deuxième méthode est basée sur la modélisation d'un thermocouple. En effet, cette dernière permet de tenir compte de l'effet du rayonnement reçu par un thermocouple se trouvant dans la flamme ou dans une zone plus éloignée. L'équation ainsi résolue pour obtenir la température du thermocouple (T_{TC}) est la suivante :

$$\rho_{TC} c_{TC} \frac{dT_{TC}}{dt} = \varepsilon_{TC} \left(\frac{U}{4} - \sigma T_{TC}^4 \right) + h(T_g - T_{TC}) = 0, \quad (2.17)$$

où :

- (T_g) est la température des gaz,
- (U) est l'intensité radiative,
- (ε_{TC}) est l'émissivité du thermocouple,
- (c_{TC}) est la chaleur spécifique du matériau constitutif du thermocouple,
- (ρ_{TC}) est la masse volumique du matériau constitutif du thermocouple,
- (h) est le coefficient convectif entre gaz et la boule de thermocouple.

Le coefficient de convection (h) est calculé selon la relation 2.18.

$$h = k \frac{Nu}{D_{TC}}, \quad (2.18)$$

Où k est la conductivité thermique du gaz, Nu le nombre de Nusselt et D_{TC} le diamètre du thermocouple.

Lors du calcul de T_{TC} , la masse volumique et la chaleur spécifique du thermocouple ont été prises respectivement égales à 8908 kg/m³ et 0.44 kJ/kg.K, ce qui correspond aux valeurs du Nickel. L'émissivité du thermocouple est égale à 0.85.

Une comparaison des deux méthodes d'estimation de la température est présentée sur la Figure 2.2-8. De plus, deux diamètres de thermocouple (D_{TC}) sont présentés sur cette figure afin d'observer l'influence de ce paramètre sur les flux convectif et radiatif. Ces diamètres sont de 1.0 mm et 0.5 mm.

En observant les résultats, deux zones se distinguent. La première zone se situe entre la paroi verticale ($y=0$) et $y=0.08$ m, alors que la deuxième zone englobe tout ce qui se trouve au-dessus de $y=0.08$ m. Dans la première zone, les températures estimées à partir d'un thermocouple sont clairement sous-estimées quelle que soit la dimension du thermocouple. Il s'agit de la zone de combustion, où se situe la flamme. Cette sous-estimation, d'environ 200°C, est constante sur toute la hauteur. Alors qu'en dehors de la zone de combustion ($y>0.08$ m), l'estimation réalisée à partir d'un thermocouple se rapproche plus de la température expérimentale et les deux méthodes d'estimation ont des prédictions similaires.

Dans les deux zones, la variation du diamètre du thermocouple engendre quelques différences. En effet, dans la zone de combustion, à l'intérieur de la flamme, on s'aperçoit que la variation de température liée au diamètre du thermocouple est contrôlée par la convection. Une diminution du diamètre augmente le coefficient de convection h et dans le même temps diminue le rayonnement reçu par le thermocouple. La diminution de la part « rayonnement » dans le bilan (Equation 2.17) est moins importante que l'augmentation de la part de convection, ce qui mène à une augmentation de la température. Alors que dans la zone éloignée ($y > 0.08$), il se produit l'inverse. En effet, cette zone se trouvant en dehors de l'écoulement, comme on a pu le voir sur les estimations de vitesse (Figure 2.2-3), la température est principalement, voire totalement, contrôlée par le rayonnement reçu par le thermocouple. C'est pourquoi une diminution du diamètre du thermocouple engendre une diminution de la température. On remarque d'ailleurs que la température réelle des gaz dans cette zone est égale à la température ambiante (20°C), ce qui montre qu'il s'agit de température uniquement contrôlée par le rayonnement dans les estimations des thermocouples.

Ainsi, l'utilisation de seconde cette méthode dépend largement de la zone dans laquelle on se situe. En effet, dans l'écoulement réactif, la température réelle du gaz est plus adaptée alors qu'en s'éloignant de la zone de combustion, la température estimée par un thermocouple correspondra davantage à une température ressentie et sera plus adaptée à une comparaison avec des données expérimentales.

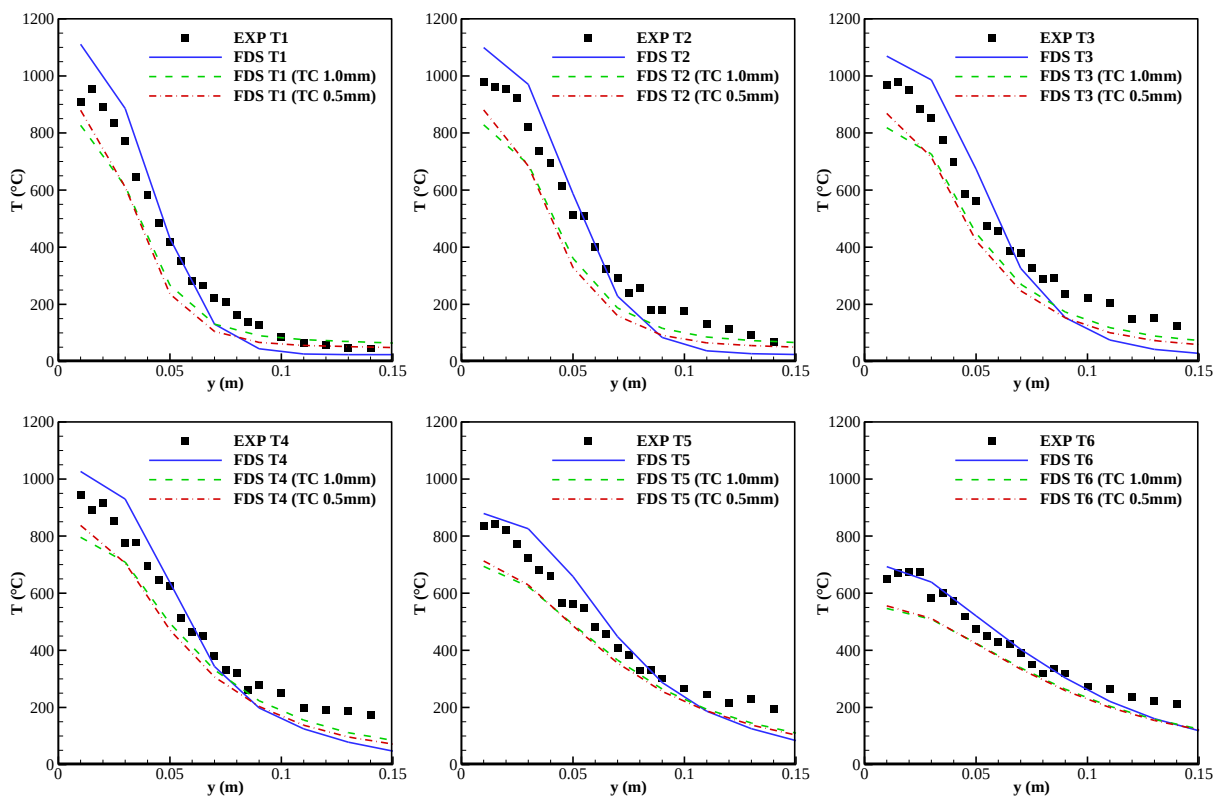


Figure 2.2-8 : Profils de température – Influence de la méthode de calcul, trait plein : méthode 1 : traits pointillés : méthode 2

2.2.2.4 Estimation de la hauteur de flamme

La hauteur de flamme est une grandeur quantitative très importante en sécurité incendie. C'est également le cas pour la problématique des feux de façade. De nombreux auteurs se sont basés sur cette grandeur pour évaluer le risque de propagation verticale. En effet, les actions thermiques auxquelles sont soumis les murs extérieurs d'un bâtiment en situation d'incendie sont corrélées à la hauteur de flamme. Récemment, les travaux de Lu [14], Tang [12] et Lee [11] entre autres, ont permis de mettre en évidence cette corrélation et de la quantifier. Avant eux, les travaux de Coutin ont permis de déterminer une hauteur de flamme de parois en fonction du débit calorifique pour la configuration présentée dans ce chapitre. Expérimentalement, la hauteur de flamme a été déterminée par traitement d'images en utilisant un seuil de luminosité sélectionné [46]. Les images sont moyennées sur une période donnée et le seuil de luminosité sélectionné correspond à une température d'environ 500°C. Basée sur ces expériences, Coutin a proposé une corrélation simplifiée permettant de relier la hauteur de flamme (H_f) à la puissance du foyer ($\dot{Q}$) :

$$H_f = \dot{Q}^{2/5} - 0.49 \quad (2.19)$$

Numériquement, la hauteur de flamme est déterminée en utilisant le même critère de température. Ainsi, pour vérifier que les prédictions numériques pour cette grandeur sont correctes, toutes les zones où la température sera supérieure ou égale à 500 °C seront considérées comme des zones de flamme.

Les hauteurs de flamme expérimentales et numériques sont comparées sur la Figure 2.2-9. On peut observer sur cette figure que les prédictions numériques sont en très bon accord avec les valeurs expérimentales. Elles montrent bien que la hauteur de flamme augmente avec la puissance du foyer en suivant la corrélation proposée par Coutin, passant de 1.26 m pour 36 kW à 1.75 m pour 72 kW alors qu'expérimentalement les valeurs correspondantes sont respectivement 1.19 m et 1.79 m. Ainsi, l'isocontour 500°C semble très adapté pour estimer la hauteur de flamme pour cette configuration et il sera intéressant de l'utiliser par la suite dans notre recherche.

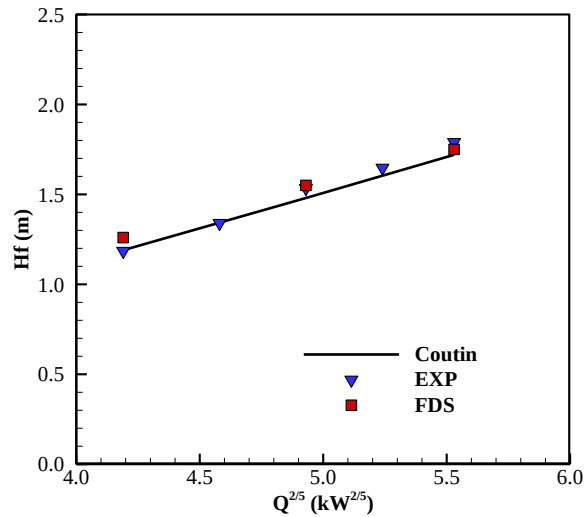


Figure 2.2-9 : Comparaison des hauteurs de flamme numériques et expérimentales avec la corrélation développée par Coutin [6].

2.2.3 CONCLUSION

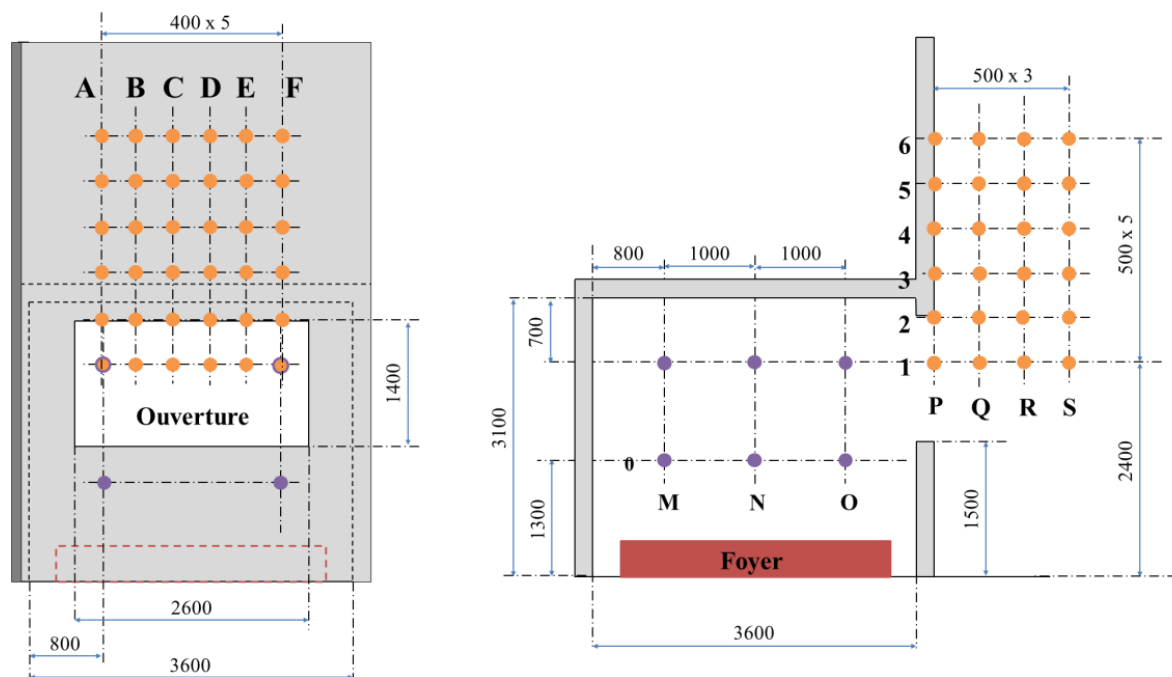
Globalement, les simulations effectuées sur cette configuration ont mis en avant certaines limites du code de calcul. En effet, le choix du maillage est un critère essentiel. L'utilisation d'un maillage trop grand ou trop fin conduit à des estimations parfois très éloignées des valeurs expérimentales, avec des écarts de température pouvant aller jusqu'à 200°C. Cette étude a également permis de montrer que la formule de dimensionnement du maillage était assez fiable pour calculer les hauteurs des flammes de paroi. L'influence de la fraction radiative a été constatée, surtout dans la zone de combustion. L'estimation du flux reçu par la paroi dépend fortement de ce paramètre dans cette zone. Le taux de production de suie ne semble pas être un paramètre très pertinent lorsqu'il est utilisé en même temps que la fraction radiative. Pour finir, on peut dire que les résultats obtenus sont acceptables et les simulations suivantes permettront d'évaluer la capacité du code de calcul à modéliser les écoulements et estimer les actions thermiques le long d'une façade à échelle réelle.

2.3 FEU DE COMPARTIMENT AVEC SORTIE DE FLAMME : ETUDE DES ÉCOULEMENT LE LONG D'UNE FAÇADE INERTE

Il s'agit ici d'étudier le phénomène d'apparition de flamme à l'extérieur d'un compartiment en feu le long d'un mur inerte. De plus, le feu évolue d'un régime sur-ventilé à un régime sous-ventilé, ce qui est souvent le cas lors des incendies de façade. Il est donc intéressant de vérifier la capacité du code à modéliser les écoulements réactifs à travers une ouverture et le long d'une façade et sa capacité à tenir compte de ce changement de régime. Le processus de propagation de la flamme, de grossissement du feu et de transition vers l'embrasement généralisé sont étroitement liés à la température critique d'inflammation. C'est pourquoi il est nécessaire de vérifier la capacité du code de calcul à estimer les actions thermiques.

2.3.1 CONFIGURATION EXPERIMENTALE ET MODELISATION NUMERIQUE

La configuration du dispositif expérimental est présentée sur la Figure 2.3-1 et se base sur un essai réalisé au CTICM au début des années 80 [47]. Celui-ci a d'ailleurs déjà été utilisé par le passé pour la validation de modèles numériques [40]. Le compartiment mesure 3.6 m de côtés et 3.1 m de haut. Les murs du compartiment sont composés d'une double couche de briques pour une épaisseur de 20 cm alors que le plafond et la façade sont en béton avec une épaisseur de 20 cm également. Les propriétés thermophysiques des murs composant le banc d'essai sont présentées dans le Tableau 2.3-1. Celles-ci sont d'ailleurs utilisées lors des simulations numériques afin d'être le plus représentatif de l'essai, et permettront de tenir compte des pertes thermiques au niveau des parois.

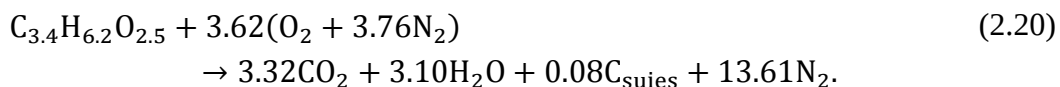


a – vue de face
b – vue de côté
Figure 2.3-1 : Configuration du dispositif expérimental et de la modélisation numérique – la position des thermocouples est indiquée par les points de couleurs (orange à l'extérieur et violet à l'intérieur)

Tableau 2.3-1 : Propriétés thermophysiques des parois du compartiment

	Conductivité thermique (W/m.K)	Masse volumique (Kg/m ³)	Chaleur spécifique (J/kg.K)	Epaisseur (cm)
Façade et plafond	0.2	450	1000	20
Murs du compartiment	0.45	1050	840	20

Un bûcher de bois est disposé à l'intérieur du compartiment pour simuler un feu généralisé. La réaction de combustion du bois utilisée pour la simulation est la suivante :



La perte de masse a été mesurée en continu lors de l'essai et le débit de pyrolyse a été utilisé comme donnée d'entrée dans le code de calcul (Figure 2.3-2). En admettant que celle-ci soit constante, ce qui n'est pas le cas expérimentalement, la valeur exacte de la chaleur de combustion du bois utilisé lors de cet essai (pin des Landes) n'est pas définie précisément. La valeur théorique de la chaleur de combustion du pin est d'environ $\Delta H_{th}=17.5$ MJ/kg. Cependant, dans la littérature [48], on trouve des valeurs comprises entre $\Delta H_{inf}=14.0$ et $\Delta H_{sup}=20.0$ MJ/kg pour la combustion du bois en fonction des espèces. Ainsi une série de simulations a été réalisée afin de vérifier son influence. Il sera donc possible de réaliser un encadrement des résultats à partir des prédictions numériques. L'utilisation de la perte de

masse du foyer comme donnée d'entrée dans le code de calcul engendre cependant des erreurs au niveau des résultats principalement dues aux raisons suivantes :

- Juste après la mise à feu, la perte de masse du foyer comprend aussi l'évaporation de l'eau contenue dans le bois, ce qui a tendance à surestimer la perte de masse.
- Au cours du feu, une dépression au niveau du sol est observée. On peut donc se demander si un phénomène de dépression ne conduit pas à minimiser la mesure de la masse. Des fluctuations de la pression au sol peuvent avoir une influence sur la mesure de la perte de masse.
- La chaleur de combustion n'est pas constante. Elle dépend de l'avancement de la pyrolyse du foyer. Lorsqu'il ne subsiste que la combustion des couches carbonisées, la chaleur de combustion est généralement plus élevée que dans les premières phases du feu. Par exemple, les braises chaudes ne voient quasiment plus leur masse évoluer alors que la température moyenne dans le local se maintient à des niveaux élevés. Ce phénomène justifie l'étude de l'influence de la chaleur de combustion sur les résultats.
- Lorsque la mesure du débit de pyrolyse est utilisée comme donnée d'entrée de la simulation, la comparaison des prédictions numériques avec les résultats expérimentaux n'est pas évidente car il peut exister une erreur entre la puissance imposée dans le calcul et la puissance réelle de l'essai.

Les températures des gaz dépendent fortement de la puissance imposée dans les simulations numériques et l'allure des courbes de températures peut différer significativement entre mesures et calculs. Une partie non négligeable de cet écart peut provenir de la mesure même de la puissance du feu. Il est préférable de s'assurer de la validité de cette estimation en utilisant si possible plusieurs moyens de mesure.

Le débit calorifique $\dot{Q}_{\text{théorique}}$ présenté sur la Figure 2.3-3 est calculé de la manière suivant :

$$\dot{Q}_{\text{théorique}} = \dot{m}_f \cdot \Delta H_c, \quad (2.21)$$

où $\dot{m}_f$ est le débit de pyrolyse et ΔH_c correspond à la chaleur de combustion.

Les autres grandeurs ($\dot{Q}_{\text{tot}}$ et $\dot{Q}_{\text{in}}$) sont directement calculées par le code de calcul comme suit :

$$\dot{Q}_V = \int \dot{q}''' dV \quad (2.22)$$

Où $\dot{q}'''$ est la puissance libérée par unité de volume et V est le volume correspondant soit au volume du compartiment ($\dot{Q}_{\text{in}}$) soit au domaine complet ($\dot{Q}_{\text{tot}}$).

Une méthode alternative permettant d'estimer la puissance libérée par le feu pourrait être l'utilisation d'une hotte calorimétrique. Les études suivantes mettent en avant les écarts obtenues en utilisant les deux méthodes d'estimation de la puissance [49].

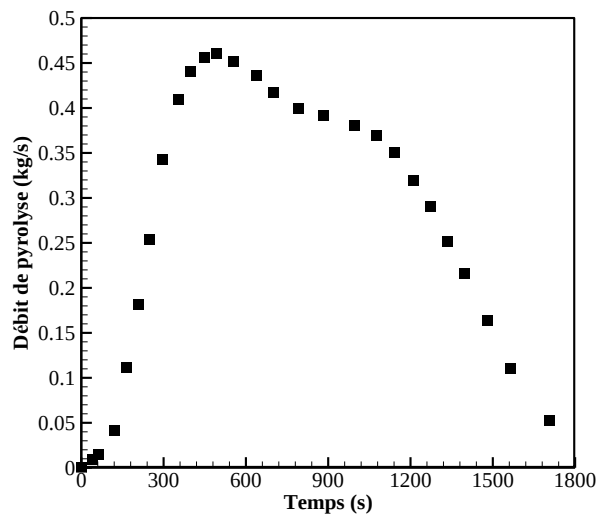


Figure 2.3-2 : Evolution temporelle du débit massique de pyrolyse expérimental utilisé comme donnée d'entrée dans le code de calcul

Les simulations numériques présentées dans cette partie ont toutes été réalisées avec un maillage cubique de 10 cm. Cette valeur correspond à celle préconisée par les équations 2.9 et 2.10.

2.3.2 INFLUENCE DE LA CHALEUR DE COMBUSTION SUR LES TEMPERATURES

Les prédictions numériques des débits calorifiques obtenues avec les différentes chaleurs de combustion sont présentées dans cette partie. L'évolution des puissances totales ($\dot{Q}_{\text{tot}}$) ainsi que des puissances libérées à l'intérieur du compartiment ($\dot{Q}_{\text{in}}$) en fonction de la chaleur de combustion sont présentées sur la Figure 2.3-3.

On s'aperçoit que la chaleur de combustion est correctement prise en compte par le code de calcul. La puissance totale (courbes continues) augmente proportionnellement à la chaleur de combustion en respectant l'équation 2.21. Ainsi, comme on peut le voir les valeurs limites de la puissance du foyer en fonction de la chaleur de combustion utilisée sont $\dot{Q}_{\text{inf}} = 6400 \text{ kW}$ et $\dot{Q}_{\text{sup}} = 9212 \text{ kW}$.

La transition du régime sur-ventilé vers le régime sous-ventilé s'effectue aux environs de 300 secondes pour les trois cas modélisés. En effet, il s'agit du moment où on peut observer qu'une partie de la puissance totale libérée par le foyer brûle à l'extérieur du compartiment. Lorsqu'on observe la puissance libérée à l'intérieur du compartiment (courbe en pointillés), on s'aperçoit que celle-ci varie également en fonction de la chaleur de combustion. La quantité de combustible, qui correspond au débit de pyrolyse, est identique pour les trois configurations. L'oxygène disponible à l'intérieur du compartiment est

également la même par conservation des débits. Ainsi, la puissance libérée à l'intérieur du compartiment est uniquement fonction de la chaleur de combustion, c'est pourquoi, lorsqu'on diminue ou augmente la chaleur de combustion, la puissance diminue ou augmente également, que ce soit à l'intérieur ou à l'extérieur du compartiment. De plus, cette variation de puissance aura également une influence non négligeable sur la température.

Une comparaison avec la valeur théorique de la puissance (représentée par des symboles sur la figure) permet de vérifier si la totalité des gaz de pyrolyse est consommée dans le domaine de calcul. Ainsi, on remarque que l'évolution théorique ($\dot{Q}_{\text{théorique}}$ (17.5 MJ/kg)) correspond aux prédictions du code de calcul $\dot{Q}_{\text{tot}}$ (17.5 MJ/kg). On peut donc avancer qu'il n'y a aucun gaz imbrûlé.

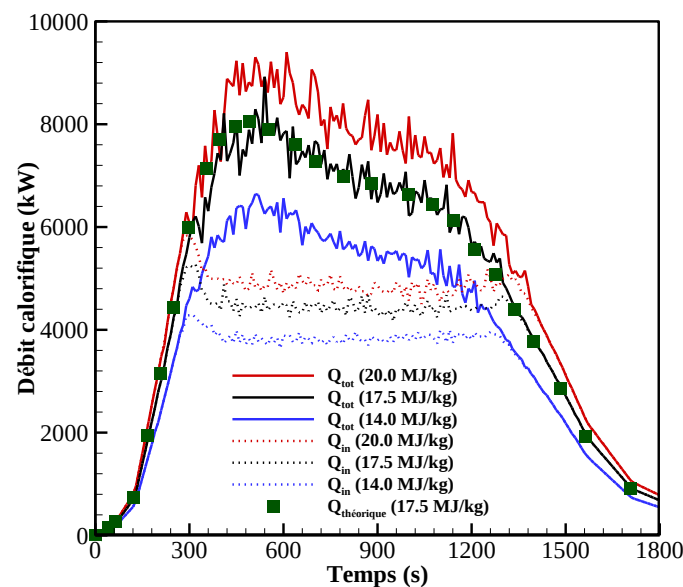


Figure 2.3-3 : Evolution temporelle de la puissance du foyer en fonction de la chaleur de combustion

2.3.2.1 Température moyenne du local

Les évolutions des températures moyennes du local, mesurées et calculées (voir Figure 2.3-4) sont obtenues en moyennant les valeurs des douze thermocouples placés à l'intérieur (la position des thermocouples est indiquée sur la Figure 2.3-1). Chaque courbe calculée correspond à une des chaleurs de combustions citées précédemment.

Comme on pouvait s'y attendre, la température étant étroitement liée à la chaleur de combustion, celle-ci a une grande influence sur les résultats obtenus. Les températures calculées dépendent fortement de la puissance imposée dans la simulation. Ainsi, cette dépendance s'observe sur la Figure 2.3-4, avec une augmentation de la température moyenne du compartiment similaire à celle observée pour la puissance libérée à l'intérieur du compartiment (Figure 2.3-3). Avec la chaleur de combustion théorique (17.5 MJ/kg), la température maximale d'environ 1100 °C. Celle-ci, obtenue pendant l'état stationnaire (entre

300 et 1300 secondes), semble correctement prédite. En revanche, avec les valeurs maximales et minimales de la chaleur de combustion, la température est respectivement sous-estimée et surestimée d'environ 100 °C.

Pour les trois valeurs de chaleur de combustion, la montée en température et la phase d'extinction se font plus rapidement que lors de l'essai. Les écarts observés lors de ces deux phases du feu peuvent être dus à l'estimation expérimentale de la puissance libérée par la charge d'incendie comme expliqué dans la section 2.3.1. Ainsi, on peut dire que les valeurs limites de chaleur de combustion proposées dans la littérature semblent représenter un bon encadrement pour le cas modélisé. La valeur moyenne de 17.5 MJ/kg est une valeur acceptable.

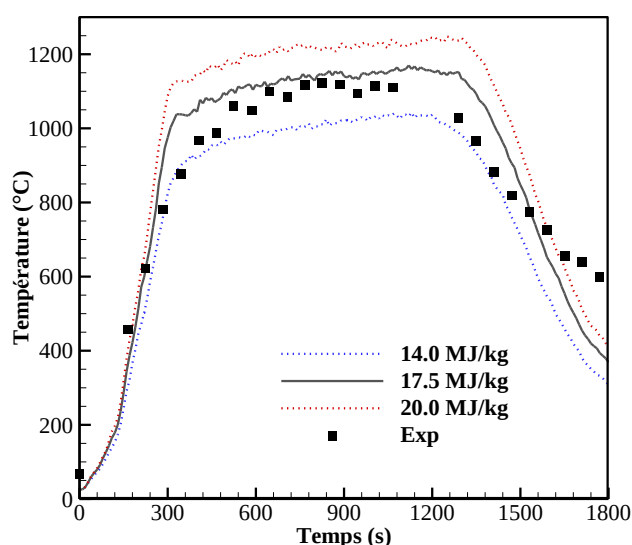


Figure 2.3-4 : Evolutions temporelle des températures moyennes mesurées et calculées à l'intérieur du compartiment étudié.

2.3.2.2 Température moyenne à l'extérieur (influence de la chaleur de combustion)

Les températures à l'extérieur du compartiment au niveau de l'ouverture sont obtenues en moyennant de A à F les résultats de chaque hauteur de 1 à 6 et ceci pour chaque position de P à R (voir Figure 2.3-1). Les évolutions de la température obtenues pour chacune des positions sont représentées sur la Figure 2.3-5 pour la position P, la Figure 2.3-6 pour la position Q et la Figure 2.3-7 pour la position R.

Tout d'abord, on remarque que l'influence de la chaleur de combustion est également importante à l'extérieur du compartiment. La valeur « inférieure » (14.0 MJ/kg) sous estime la température dans la plupart des zones à cause d'une sous-estimation nette de l'énergie dégagée par la combustion. La valeur « supérieure » (20.0 MJ/kg), quant à elle, surestime la température à l'extérieur du compartiment à cause d'une surestimation de l'énergie libérée à l'extérieur du compartiment. Les meilleures estimations sont obtenues pour les simulations réalisées avec la valeur « théorique » de 17.5 MJ/kg de la chaleur de combustion.

Ainsi, en s'intéressant uniquement aux résultats obtenus avec la valeur « théorique », on remarque que les prédictions numériques, en position P (Figure 2.3-5), sont en bon accord avec les résultats expérimentaux quelle que soit la hauteur. De plus, ces évolutions temporelles sont satisfaisantes. Une bonne estimation de la température au niveau de la façade est essentielle pour quantifier le risque de propagation du feu car elle jouera un rôle très important sur l'inflammation des façades combustibles.

En position Q, la température est surestimée à toutes les hauteurs, sachant que la perte de masse est utilisée comme débit d'entrée et qu'il n'existe aucune mesure complémentaire du débit calorifique, permettant de valider cette estimation. On émet l'hypothèse que tous les gaz de pyrolyse sont consommés en raison du modèle de combustion qui fixe une température d'auto-ignition à 0°C. Ainsi, la combustion est contrôlée par le mélange oxygène/fuel. Cette hypothèse pose problème lorsqu'on se trouve dans la flamme intermittente le long de la façade. En effet, alors que dans un incendie réel une partie des gaz combustibles sont susceptibles de ne pas participer à la combustion, ce n'est pas le cas dans les simulations. Cela se vérifie assez facilement en comparant la puissance théorique calculée à partir du débit de pyrolyse et de la chaleur de combustion ($Q_{\text{théorique}}$) et la puissance libérée par la combustion lors de la simulation (Figure 2.3-3). Cependant, cette surestimation peut également provenir de l'estimation de la chaleur de combustion. En effet, on remarque que dans cette zone, comme pour les autres zones, la température diminue significativement lorsqu'on diminue la chaleur de combustion.

En position R, les résultats tendent ensuite vers une estimation correcte des températures ambiantes. Celles-ci étant principalement dues au rayonnement de la flamme, l'utilisation des thermocouples simulés présentés dans la section 2.2.2.3 permet d'obtenir de bonnes estimations dans cette zone.

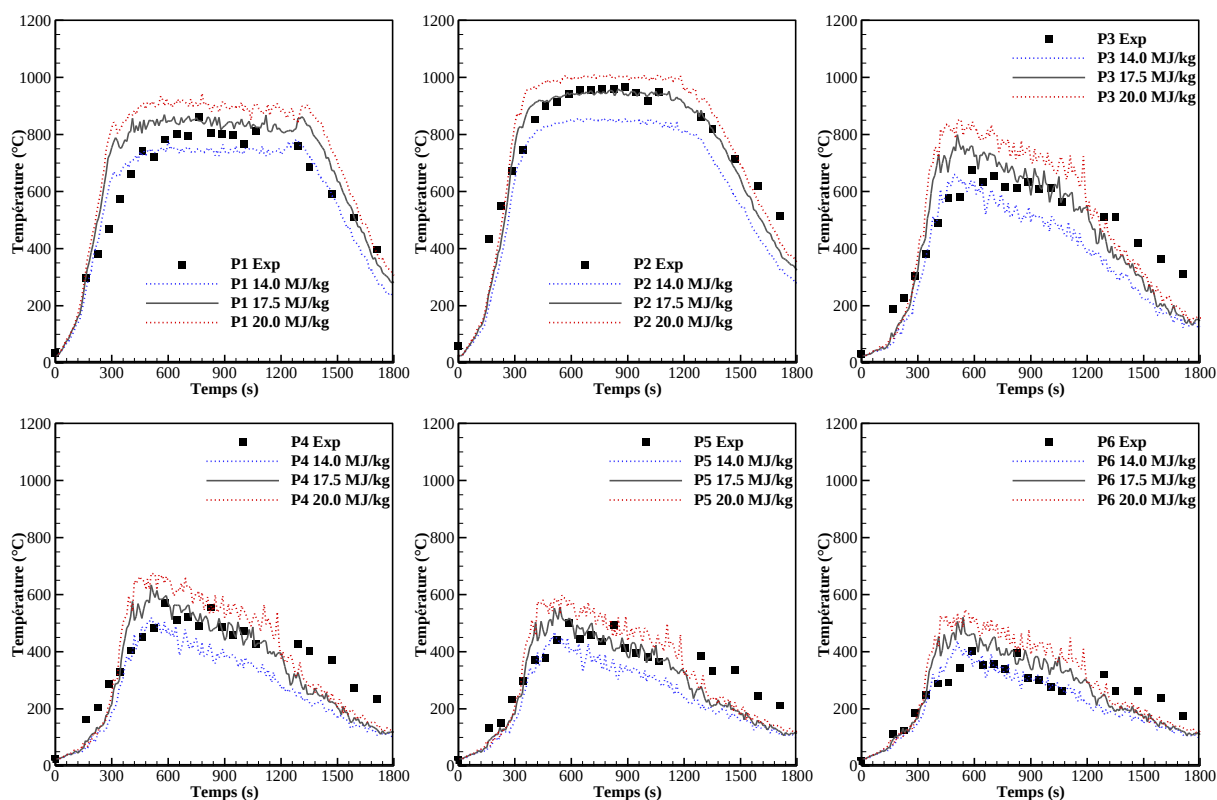


Figure 2.3-5 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position P

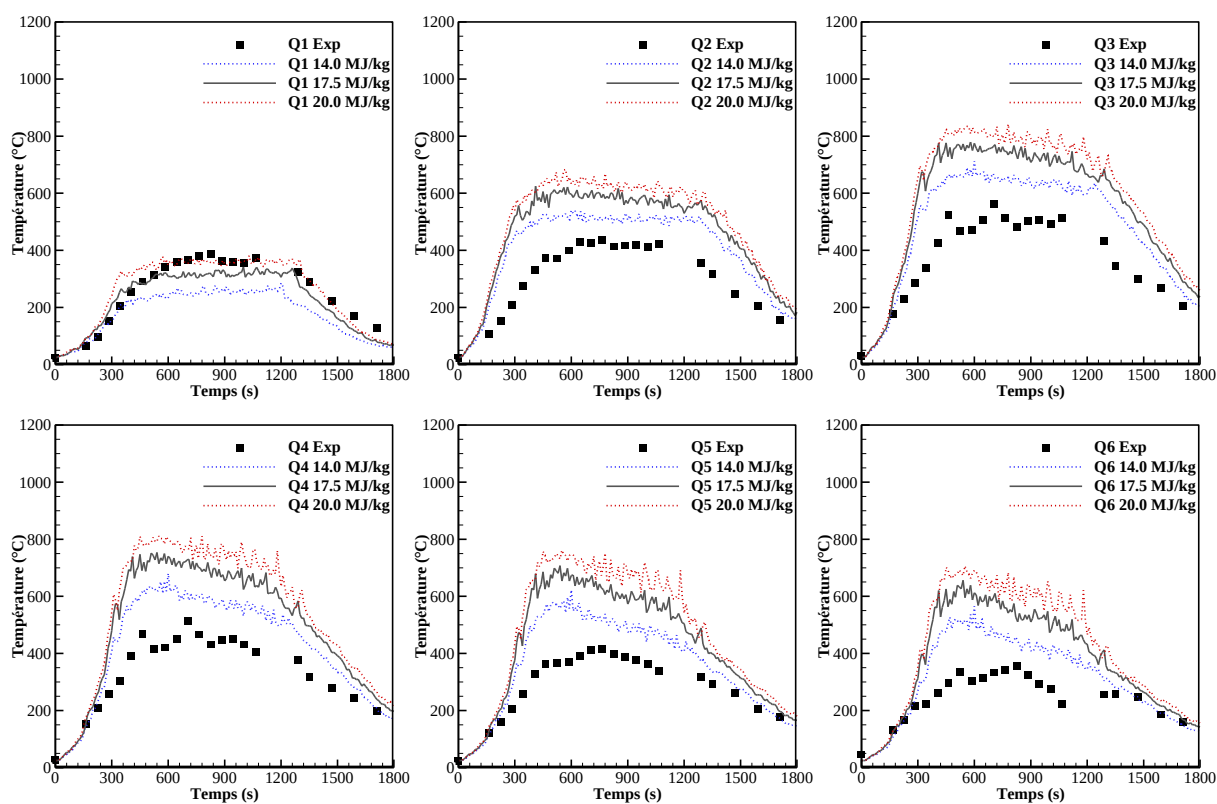


Figure 2.3-6 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position Q

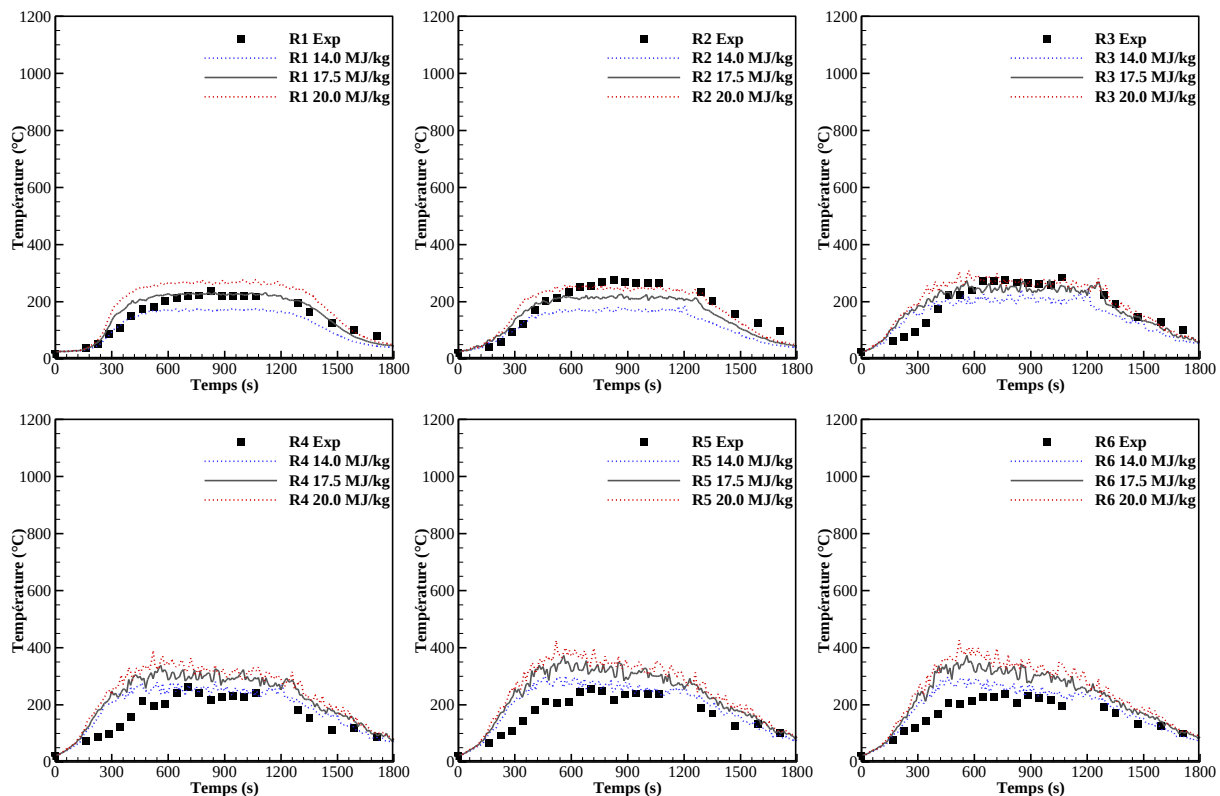


Figure 2.3-7 : Evolution temporelle de la température à l'extérieur de la chambre de combustion pour la position R

2.3.2.3 Etude de sensibilité au maillage

Afin de vérifier la dépendance au maillage des simulations, une étude de sensibilité a été réalisée en utilisant des tailles de maille de 20, 10 à 5 cm. En effet, une réduction de la taille de la cellule inférieure à 5 cm est nécessaire pour résoudre la couche limite turbulente, contrôlée par le flux de flottabilité le long de la façade, ce qui rend les simulations d'incendie difficiles. Le maillage de 10 cm correspond aux dimensions préconisées par la formule (Equation 2.10) présentée dans la section 2.2.2.1 de ce chapitre. Les mailles de 20 ont été choisies pour étudier la sensibilité du code de calcul pour un cas qui diminue considérablement le temps de calcul. Les prédictions numériques de température obtenues avec les trois tailles de mailles sont ensuite comparées aux résultats expérimentaux à l'intérieur et à l'extérieur du compartiment.

La Figure 2.3-8 montre l'évolution de la température moyenne à l'intérieur du compartiment obtenue avec chaque maillage. Cette valeur correspond à la moyenne des 12 points de mesure placés à l'intérieur du compartiment (Figure 2.3-1). Le temps de calcul de la simulation réalisée avec les mailles les plus fines (5cm) n'est que de 1100 secondes. Ce temps est cependant suffisant pour mettre en avant les différences liées aux tailles de maille.

En se basant sur ces prédictions, on remarque que le maillage de 20 cm n'est pas du tout adapté à la configuration modélisée. La montée en température est assez bien reproduite jusqu'à la transition vers un régime sous-ventilé (300 secondes). Elle est ensuite largement

sous-estimée. Si on observe la puissance libérée à l'intérieur du compartiment (Figure 2.3-9), on remarque en effet que l'apport d'oxygène à l'intérieur du compartiment n'est pas suffisant pour permettre une combustion correcte des gaz de pyrolyse. Ce maillage n'est donc pas adapté à cette configuration. Ce phénomène est principalement dû à un nombre de mailles insuffisant au niveau de l'ouverture, ne permettant pas de modéliser correctement les échanges aérauliques entre l'intérieur et l'extérieur du compartiment.

Globalement, les mailles dont les dimensions sont comprises entre 5 et 10 cm ne modifient pas significativement la température prédite à l'intérieur de l'enceinte. Celle-ci est correctement estimée pendant la période de l'état stationnaire entre 400 et 1200 secondes.

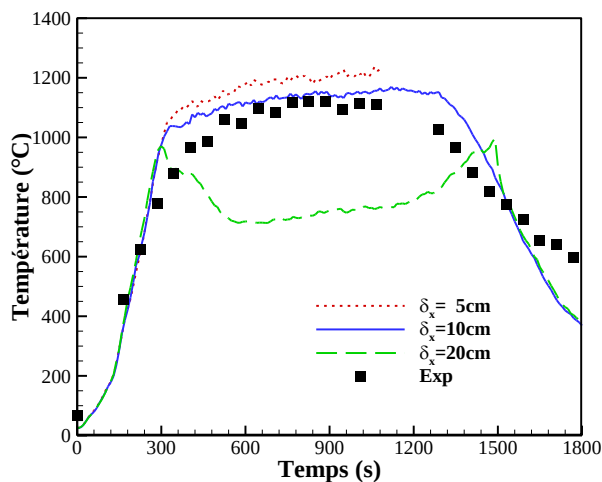


Figure 2.3-8 : Evolution temporelle de la température moyenne à l'intérieur du compartiment – Influence de la taille du maillage

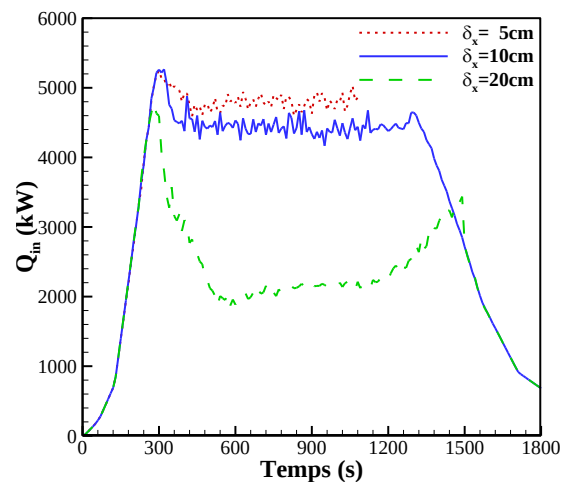


Figure 2.3-9 : Evolution temporelle de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment – Influence de la taille du maillage

La Figure 2.3-10 montre l'évolution de la température à l'extérieur le long de la façade en différents points sélectionnés. Les résultats obtenus pour le maillage de 5 cm est très proche du maillage de 10 cm comme cela était le cas à l'intérieur du compartiment. Ainsi, l'utilisation d'un maillage plus fin n'est donc pas nécessaire pour cette configuration. En effet, il engendre des temps de calculs beaucoup plus importants (environ 10 fois supérieur) et n'améliore pas la qualité des prédictions numériques. En revanche, lorsqu'on passe à un maillage de 20 cm, on s'aperçoit que les résultats sont considérablement impactés. En position P4, la température est largement surestimée. Cela est la conséquence de la mauvaise combustion à l'intérieur du compartiment avec ce maillage. En effet, comme les gaz de pyrolyse ne brûlent pas à l'intérieur du compartiment, ils sont éjectés à travers l'ouverture et réagissent le long de la façade. La hauteur de la flamme est donc allongée et engendre des surestimations de température en partie haute dans des zones où il n'y a pas ou peu de combustion avec les maillages plus fins. Ainsi, on peut clairement dire que le maillage le plus adapté à cette configuration est le maillage de 10 cm. Celui-ci offre la meilleure qualité de résultats pour un temps de calcul réduit. De plus, il est intéressant de préciser qu'il correspond

au maillage proposé par l'équation 2.10. Cela montre que la validité de cette relation peut s'étendre à ce type de configuration.

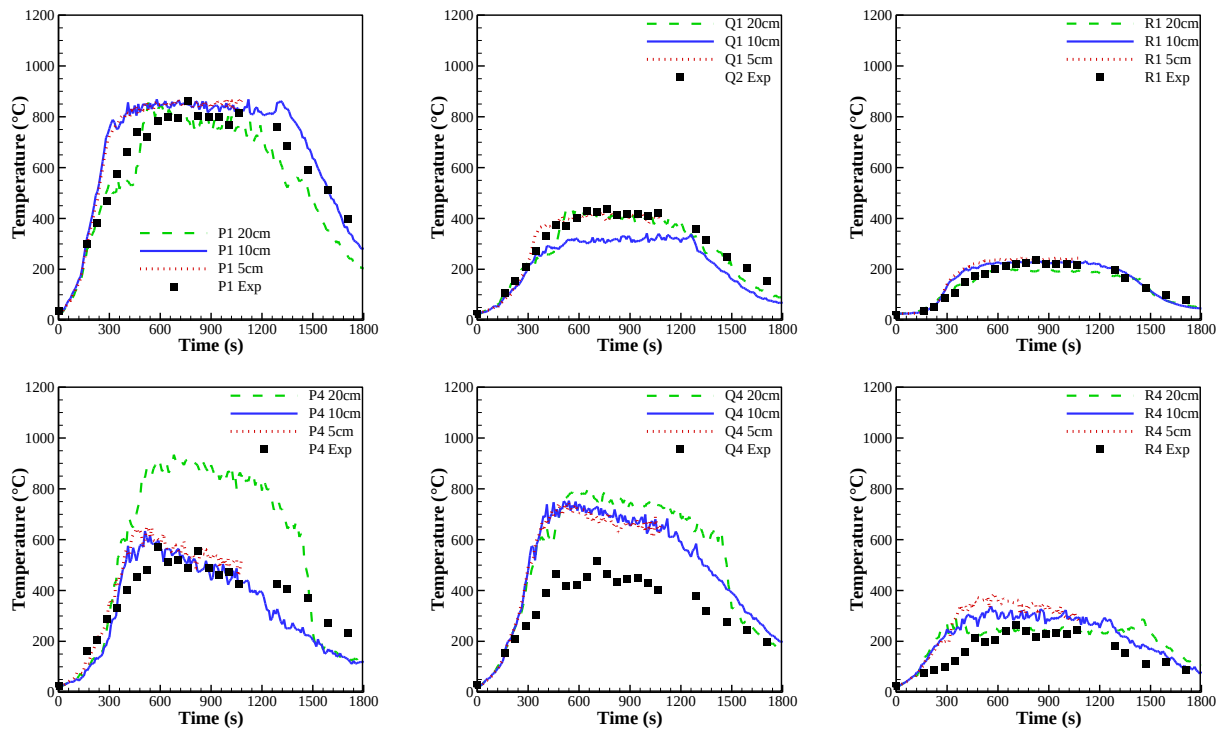


Figure 2.3-10 : Evolution de la température à l'extérieur (Position P) – Influence de la taille du maillage

2.3.2.4 Comparaison des températures point par point à l'extérieur

Dans cette partie, les prédictions numériques sont comparées aux résultats expérimentaux en observant ponctuellement (pour chaque thermocouple) l'évolution de la température pour les positions P4, Q4 et R4. Le développement de la flamme à l'extérieur étant symétrique, seuls les points de mesure de A à C sont présentés. Ces positions se situent à mi-hauteur de la façade. Cette comparaison a pour objectif de vérifier si l'évolution horizontale de la température est correctement prédite. La chaleur de combustion utilisée correspondant aux résultats présentés ici est de 17.5 MJ/kg. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 2.3-11.

Pour la position P4, la température est correctement répartie sur la largeur de l'ouverture (de A vers C). Ce qui est en adéquation avec les valeurs moyennes présentées sur la Figure 2.3-5. En revanche, en position Q, les surestimations observées pour les valeurs moyennes (Figure 2.3-6) sont également présentes sur toute la largeur de l'ouverture. Et enfin, pour la position R4, les estimations de températures sont à nouveau correctement prédites sur toute la largeur.

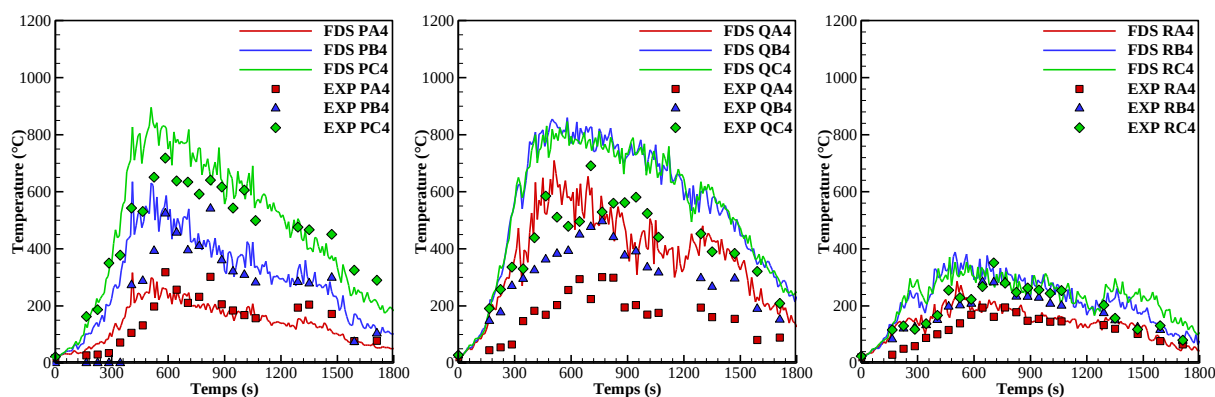


Figure 2.3-11 : Evolution de la température à l'extérieur pour différentes positions

2.3.3 CONCLUSION

L'objectif des simulations effectuées dans cette partie était de valider le code sur une configuration à échelle réelle. Cette étude a également permis de mettre en avant l'influence de la chaleur de combustion. Ainsi, en ne tenant compte que des résultats obtenus avec la chaleur de combustion moyenne, ceux-ci montrent que le code de calcul offre des résultats assez variables suivant la zone dans laquelle on se situe. Les prédictions à l'intérieur du compartiment sont assez satisfaisantes avec une bonne estimation de la température. On peut également noter une bonne estimation des actions thermiques dans les zones proches de la façade, ce qui est essentiel dans la problématique de ces travaux. Les températures des zones éloignées de la façade sont aussi correctement prédites. En revanche, la température à l'intérieur de la flamme est surestimée d'environ 40%. On estime que la largeur de flamme est correctement estimée. De plus, la connaissance précise du combustible utilisé est primordiale, ainsi qu'une bonne caractérisation du foyer afin de contrôler les données d'entrée du code avec un maximum de précision. L'utilisation d'un bûcher de bois engendre des incertitudes dans l'estimation du débit calorifique et des difficultés de modélisation du fait de la complexité de la géométrie. On constate que la formule permettant de dimensionner le maillage semble convenir à une configuration de dimensions représentative des logements et/ou des bureaux. Les résultats expérimentaux et numériques étant du même ordre de grandeur, malgré le nombre d'expériences limité, on peut considérer que le code de calcul est valable pour la réalisation de cette recherche relative à la propagation de l'incendie via les façades.

Chapitre 3

INFLUENCE DES DIMENSIONS DES BAIES ET DE LA FORME D'UNE FAÇADE SUR LA PROPAGATION VERTICALE DU FEU VIA LA FAÇADE

La combustion à l'intérieur d'un compartiment, dans le cas des feux sous-ventilés, est contrôlée par l'apport d'air frais à l'intérieur de celui-ci via l'ouverture. Les feux de compartiment bien ventilés sans flamme extérieure ont toujours occupé une grande partie de l'effort de recherche dans la science du feu. Lorsque la combustion est contrôlée par la ventilation, la quantité d'oxygène dans le compartiment n'est pas suffisante pour la combustion de toutes les quantités de gaz de pyrolyse libérées. Par conséquent une partie est éjectée par l'ouverture du compartiment en feu et la combustion se poursuit à l'extérieur le long de la façade où l'oxygène se trouve en abondance dans l'air ambiant. Ainsi, des flammes apparaissent à l'extérieur du compartiment le long de la façade et le risque de propagation du feu aux étages supérieurs devient important. La forme de ces flammes (hauteur, largeur, profondeur ou bien position par rapport à la façade) est liée à la charge calorifique disponible à l'intérieur du compartiment mais également à la géométrie de la façade, comme par exemple les dimensions de l'ouverture ou la présence d'obstacle à l'extérieur. En effet, la présence d'obstacle à l'extérieur du compartiment peut avoir une influence sur les flammes extérieures et peut donc conduire à une augmentation du risque de propagation ou inversement à le limiter. Il se trouve qu'une grande variété de configurations existe, que ce soit l'emplacement de la source d'incendie, sa nature ou bien la géométrie de l'enceinte, de l'ouverture ou de la configuration extérieure de la façade. Dans ces conditions il est très difficile de caractériser l'influence de tous ces paramètres sur la propagation du feu via la façade à l'aide d'un paramètre simple et unique. Des travaux expérimentaux existent, par exemple, Tang [12] a réalisé une série d'expériences sur des modèles à échelle réduite de façade dans le but d'étudier l'influence des dimensions d'une ouverture et de la puissance du foyer sur les propriétés de la flamme extérieure. Lu [14][15] a lui aussi réalisé des essais basés sur le même type de modèles réduits mais pour des configurations de façade en forme de "U" (Figure

1.4-1) et a proposé de corréler les dimensions de l'ouverture et la distance entre les parois latérales (D) à l'aide d'un paramètre sans dimension afin d'expliquer les effets des parois latérales sur la hauteur de flamme. Il a constaté que la hauteur de flamme et les transferts de chaleur sont sensibles à la distance de séparation entre les parois latérales adjacentes à l'ouverture. Toutes ces expériences ont été effectuées en utilisant un débit calorifique se situant entre 50 et 250 kW, ce qui n'est pas représentatif d'un incendie réel mais très intéressant lorsque l'on souhaite étudier des phénomènes de propagations. Malgré le grand nombre de conclusions importantes sur le sujet, la description des caractéristiques des flammes de paroi, pour des feux de compartiment avec sortie de flamme, est encore très limitée. Ceci est d'autant plus vrai lorsqu'il s'agit de feu à échelle réelle.

L'étude numérique relative à l'influence des paramètres pouvant affecter les flammes extérieures, effectuée dans le cadre de cette recherche, permettra une meilleure compréhension et une analyse plus poussée des différents phénomènes physiques observés par les recherches citées ci-avant. De plus, elle mettra en évidence les configurations qui augmentent ou diminuent les risques de propagation du feu via une façade. L'application à des façades non-combustibles permet de s'intéresser uniquement aux écoulements sans tenir compte de la dégradation ou de la participation de la façade à la propagation du feu. Ainsi, les écoulements réactifs sont directement issus du foyer primaire situé à l'intérieur du compartiment.

Aussi, cette étude permet de valider, améliorer, voire développer des corrélations permettant d'estimer la hauteur des flammes ou les actions thermiques pour des feux de grande échelle, permettant ainsi de dimensionner les ouvertures ou déterminer des géométries critiques.

3.1 CONFIGURATIONS DES SIMULATIONS NUMÉRIQUES

3.1.1 GEOMETRIE

Le schéma des configurations étudiées et modélisées est présenté sur la Figure 3.1-1. Les dimensions du compartiment et les dimensions du foyer sont fixes. Les dimensions variables notées sur le schéma sont les suivantes :

- h : hauteur de l'ouverture
- w : largeur de l'ouverture
- L : longueur des façades latérales
- D : distance séparant les façades latérales

Les expériences à petite échelle de Lu [13][14][15][16] ont montré que deux régimes de combustion des flammes extérieures pouvait être observés en fonction de la valeur de L. Ce changement de régime est observé à partir de $L=3 \times D$. En-dessous de cette valeur, la présence des murs latéraux à l'ouverture n'affecte pas l'écoulement d'air frais vers l'intérieur du compartiment, ainsi, la hauteur de flamme est uniquement contrôlée par l'entraînement d'air dans la flamme. Lorsque L est supérieur ou égal à $3 \times D$, la hauteur de flamme est

contrôlée par l'efficacité de la combustion à l'intérieur du compartiment. C'est-à-dire que lorsqu'on dépasse cette valeur, l'entraînement d'air à l'intérieur du compartiment commence à être affecté, l'efficacité de la combustion à l'intérieur du compartiment diminue par manque d'oxygène. Ce phénomène affecte également les flammes à l'extérieur du compartiment car celles-ci contiennent davantage de gaz combustible issus du compartiment. Numériquement, ce phénomène peut engendrer des incohérences. Par exemple, si l'apport d'air à l'intérieur est trop limité, la totalité des gaz combustibles injectés au niveau du foyer est éjectée à travers l'ouverture. Il n'y a donc plus de combustion à l'intérieur du compartiment et la totalité des gaz brûle le long de la façade. En effet, la modélisation de la combustion dans FDS étant contrôlée par le mélange combustible/comburant et non pas par une température d'auto-inflammation des gaz, la combustion peut avoir lieu n'importe où dans le domaine si le mélange le permet, c'est-à-dire si la quantité d'oxygène dans le compartiment est suffisante. Ainsi, les cas modélisés dans ce chapitre seront tous réalisés avec des longueurs de parois latérales L inférieures ou égales à $3 \times D$ afin de ne pas perturber les écoulements au niveau de l'ouverture.

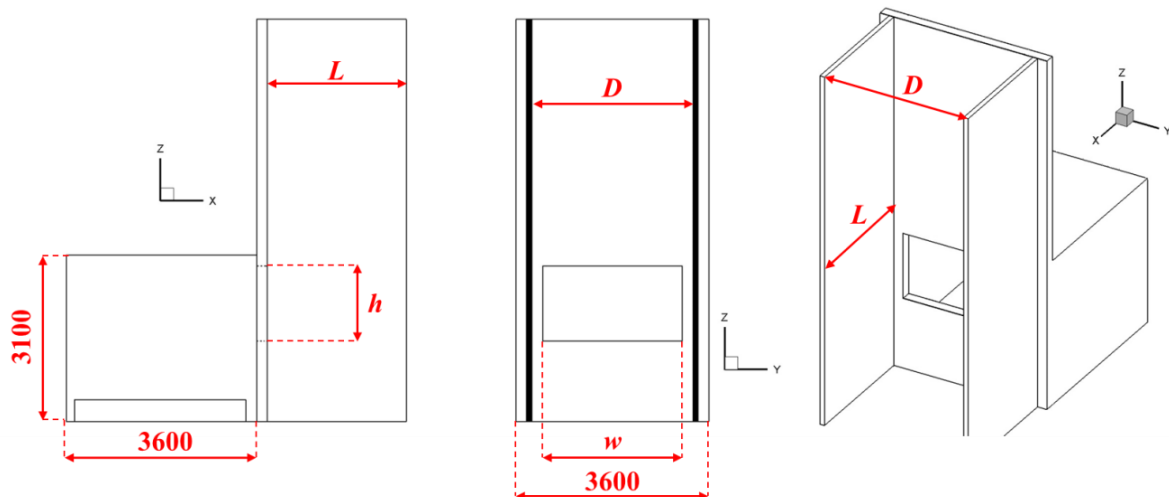


Figure 3.1-1: Dimensions des configurations simulées – Vue de côté, vue de face et vue 3D

Le combustible utilisé dans nos simulations est assimilé à du bois, ainsi la formule chimique utilisée dans le cas de la validation du code (voir Chapitre 2, section 2.2.1) est également valable dans cette étude. Cependant, afin d'obtenir un état stationnaire d'une durée suffisamment importante, la montée en puissance sera très rapide jusqu'à sa valeur maximale. Ensuite, pour le reste des simulations, elle est considérée comme constante, ceci afin de pouvoir moyenner les résultats exploités tels que la puissance libérée à l'intérieur et à l'extérieur du compartiment ou encore les températures de flamme. Les caractéristiques thermiques des parois sont également identiques à celles utilisées pour la validation du code de calcul (voir Chapitre 2, section 2.2.1). Les simulations ont été effectuées avec un maillage cubique uniforme de 10 cm de côté. Cette taille de maille correspond à la valeur préconisée par le développeur du code de calcul. Les dimensions du domaine sont de 7.0 m selon x et 12.0 m selon z . Les dimensions selon l'axe y varient en fonction de la valeur D testée.

3.1.2 GRANDEURS CALCULEES

Les grandeurs obtenues numériquement sont moyennées sur une période de 1000 secondes à partir de l'état stationnaire. Elles peuvent être directement calculées par le code de calcul ou après post-traitement. Ces grandeurs sont les suivantes :

- Les débits massiques au niveau des ouvertures ($\dot{m}_{\text{sortant}}$ et $\dot{m}_{\text{air}}$),
- Les puissances libérées à l'intérieur ($\dot{Q}_{\text{in}}$) et/ou à l'extérieur ($\dot{Q}_{\text{ext}}$) du compartiment,
- La hauteur de flamme ($H_{0,\text{FDS}}$).

Tout d'abord, la méthode de calcul de la puissance libérée à l'intérieur ou à l'extérieur du compartiment est développée dans le Chapitre 2, section 2.3.1 (Equation 2.22). Ici les volumes de contrôle V correspondent au compartiment ($\dot{Q}_{\text{in}}$) ou au domaine extérieur ($\dot{Q}_{\text{ext}}$).

Les débits massiques calculés par le code de calcul sont utilisés pour les simulations. Ils sont définis selon la relation suivante :

$$\dot{m} = \int \rho \mathbf{u} \cdot d\mathbf{S} \quad (3.1)$$

Où $\mathbf{u}$ est le vecteur vitesse calculé sur une des faces de la cellule traversée par la surface de contrôle S . Cette surface correspond ainsi à l'ouverture du compartiment. De plus, il est possible de calculer le débit positif et/ou le débit négatif. On peut donc obtenir séparément le débit entrant et sortant du compartiment. Cette variable est donc utilisée dans cette partie pour comparer les résultats numériques et les estimations théoriques des corrélations.

Comme dans le Chapitre 3, la géométrie de la flamme est définie par l'iso-température 500°C. Ainsi, les zones où la température est supérieure à cette valeur seront appelées « flamme ». Numériquement, à partir de cette valeur, la hauteur de flamme moyenne $H_{0,\text{fds}}$ (ou $H_{0,500}$) correspond à la distance entre le sol et la hauteur maximale de l'iso-température 500°C tel qu'indiqué sur la Figure 3.1-2, c'est-à-dire à sa projection horizontale sur l'axe z . Dans la littérature, la hauteur de flamme est souvent calculée à partir du linteau. Dans cette étude, le sol a été choisi comme référence car il est commun à toutes les configurations simulées alors que la hauteur du linteau peut varier. La température utilisée pour déterminer les contours correspond à la température réelle des gaz issue de l'équation d'état (voir Chapitre 2, relation 2.16).

Les paramètres étudiés dans cette partie sont les suivants :

- Les dimensions de l'ouverture (h et w), sa position et également l'influence de deux ouvertures.
- La puissance de la source incendie.
- Le confinement des flammes extérieures, c'est-à-dire la présence d'une ou deux parois latérales au niveau de l'ouverture (D).
- La présence d'un balcon.

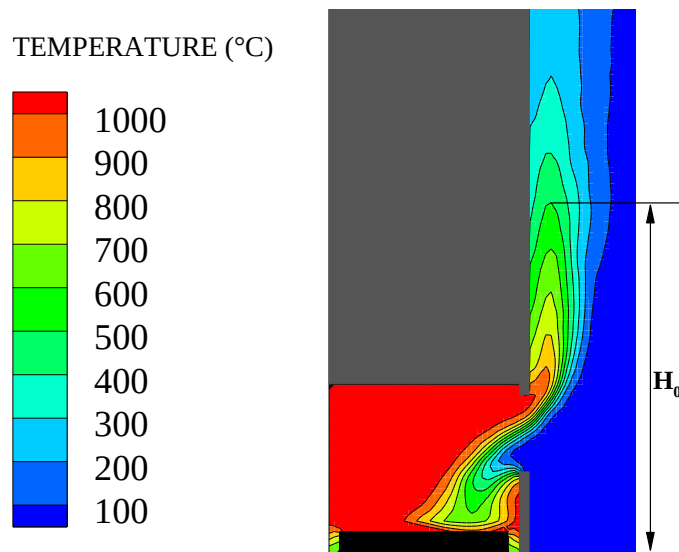


Figure 3.1-2: Définition de la hauteur de flamme

3.2 INFLUENCE DES DIMENSIONS DE L'OUVERTURE SUR LES FLAMMES EXTERIEURES

L'influence des dimensions de l'ouverture sur le développement du feu dans un volume a principalement été étudiée par Kawagoe dans les années 50 [7]. A partir d'expériences à grande échelle, il fut certainement le premier à identifier l'influence de la géométrie de l'ouverture sur les flammes extérieures et à observer que la hauteur et la largeur de l'ouverture ne jouent pas le même rôle sur le débit d'air entrant dans le compartiment en feu, et donc par conséquent sur les puissances libérées à l'intérieur et à l'extérieur du compartiment. La méthode de calcul de ces puissances théoriques est développée ci-après.

3.2.1 DEBITS A L'OUVERTURE

Il a été établi que le débit massique sortant (ou le débit entrant par conservation du débit) pour le cas des feux sous-ventilés est de la forme suivante :

$$\dot{m}_{\text{sortant}} + \dot{m}_{\text{entrant}} = 0 \quad (3.2)$$

$$\dot{m}_{\text{entrant}} = \dot{m}_{\text{air}} + \dot{m}_{\text{fuel}} \quad (3.3)$$

Où $\dot{m}_f$ est le débit massique de fuel. Dans le cas des simulations étudiées dans ce chapitre, il s'agit d'une donnée d'entrée entièrement contrôlée par l'utilisateur. Et $\dot{m}_{\text{air}}$ est le débit massique d'air entrant par l'ouverture. Il peut être obtenu numériquement et théoriquement. Dans un premier temps, la conservation des débits massiques est schématisée sur la Figure 3.2-1.

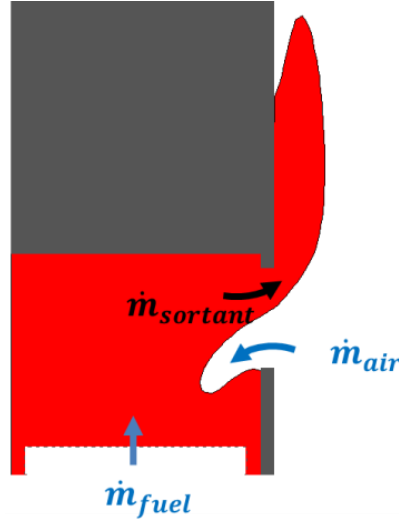


Figure 3.2-1: Conservation des débits massiques

De plus, le débit de gaz sortant ($\dot{m}_{\text{sortant}}$) s'exprime de la manière suivante :

$$\dot{m}_{\text{sortant}} = \frac{0.428\sqrt{2}}{3} C_d \rho_a A \sqrt{gh} \quad (3.4)$$

Dans cette expression, A et h représentent respectivement la surface et la hauteur de l'ouverture et le terme $A\sqrt{h}$ est appelé « facteur de ventilation ». En effet, Kawagoe a montré que la hauteur de l'ouverture jouait un rôle plus important sur les débits entrant et sortant. Le coefficient de perte de charge (C_d) est généralement compris entre 0.6 et 0.7 [50]. En admettant que sa valeur est de 0.65, on obtient la formule simplifiée :

$$\dot{m}_{\text{sortant}} = 0.41 \rho_a A \sqrt{h} \quad (3.5)$$

Ainsi, à partir de ces formules et en admettant que tout l'oxygène entrant dans le compartiment soit consommé, il est possible de déterminer les puissances théoriquement libérées à l'extérieur ($\dot{Q}_{\text{ex}}$) et à l'intérieur ($\dot{Q}_{\text{in}}$) du compartiment à partir des expressions suivantes :

$$\dot{Q}_{\text{ex}} = \dot{Q} - \dot{Q}_{\text{in}} \quad (3.6)$$

$$\dot{Q}_{\text{in}} = \dot{m}_{\text{air}} \times Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2} = (\dot{m}_{\text{sortant}} - \dot{m}_{\text{fuel}}) \times Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2} \quad (3.7)$$

Où $\dot{Q}$ est la puissance totale (ou HRR). De plus, Y_{O_2} et ΔH_{O_2} correspondent respectivement à la fraction massique d'oxygène dans l'air et à l'énergie libérée par kilogramme d'oxygène consommé.

Comme précisé précédemment, les débits massiques au niveau de l'ouverture et la puissance libérée à l'intérieur du compartiment sont déterminés par le modèle de combustion. Ainsi, il est possible de vérifier si le comportement du modèle numérique est en adéquation avec ces expressions afin de déterminer si le comportement d'un feu de compartiment sous-

ventilé est correctement reproduit. La Figure 3.2-2 montre une comparaison des prédictions numériques et des valeurs issues de la corrélation (Equation 3.4) du débit massique sortant du compartiment. La ligne droite rouge correspond au cas où les valeurs numériques sont égales aux valeurs théoriques. Les symboles correspondent aux différents cas modélisés en faisant varier la valeur de la hauteur h et de la largeur w de l'ouverture indiquée sur la Figure 3.1-1, ainsi que la puissance du foyer. On peut voir que les prédictions numériques sont très satisfaisantes et montrent une bonne estimation des volumes échangés au niveau de l'ouverture malgré une légère surestimation lorsque les écoulements deviennent plus importants. Ces résultats laissent présager une bonne estimation des puissances libérées à l'intérieur comme à l'extérieur du compartiment. De plus, numériquement, il est vérifié que $\dot{m}_{\text{sortant}} = 0.41\rho_a A\sqrt{h}$.

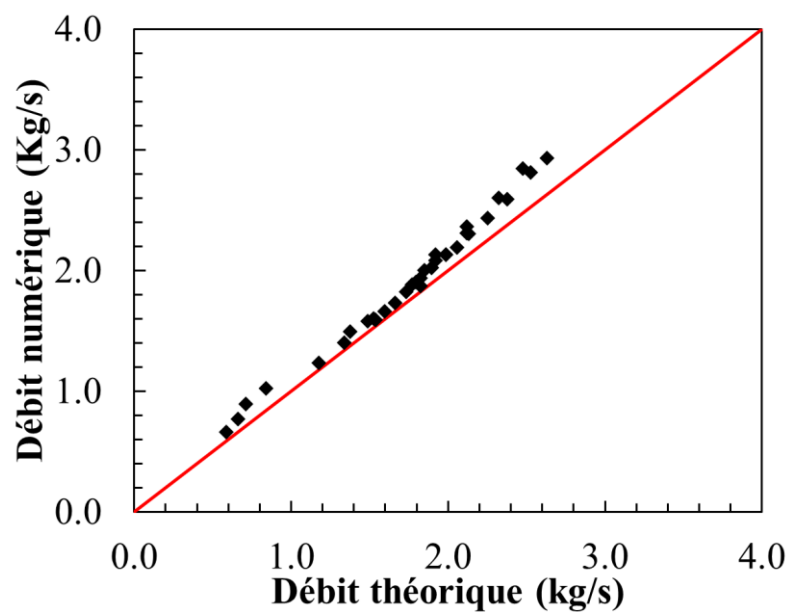


Figure 3.2-2: Comparaison des prédictions et des corrélations sur le débit massique sortant du compartiment en feu

La Figure 3.2-3 montre une comparaison des prédictions numériques et de la corrélation sur la puissance libérée à l'intérieur du compartiment (Equation 3.7). Lorsque le débit entrant augmente, la puissance libérée à l'intérieur du compartiment obtenue par le modèle est sous-estimée, ce qui signifie que la totalité de l'oxygène entrant n'est pas consommée. En effet, le mélange combustible/comburant de certaines zones du compartiment ne doit pas être suffisant pour permettre la combustion. Cependant, le rapport des puissances théorique et numérique étant proche de l'unité, on peut considérer que cette hypothèse est justifiée. Cela vérifie donc la validité de la formule mais également l'intérêt d'utiliser la richesse globale pour déterminer le régime de combustion, que ce soit numériquement ou théoriquement.

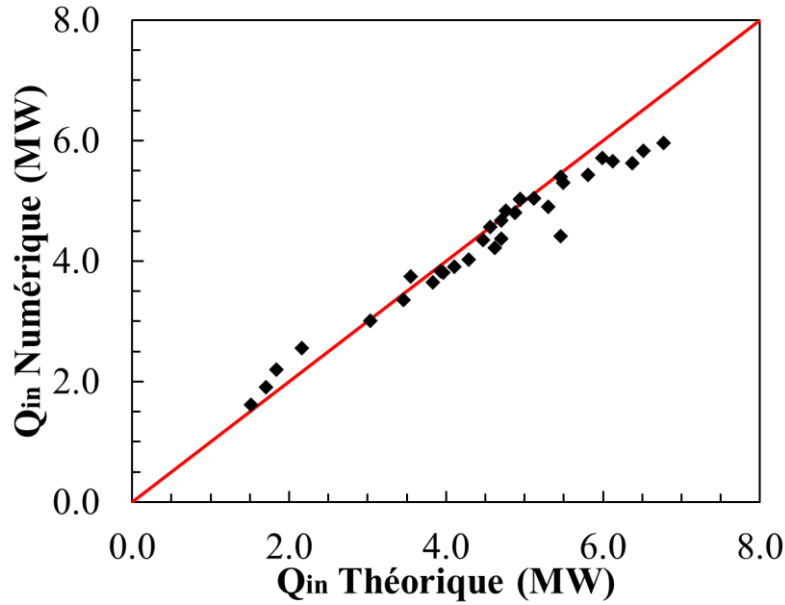


Figure 3.2-3: Comparaison des prédictions et des estimations théoriques sur la puissance libérée à l'intérieur du compartiment

3.2.2 DIMENSIONS DE L'OUVERTURE ET PUISSANCE DU FOYER

Les simulations numériques présentées dans cette partie permettent de vérifier dans un premier temps si le changement de régime de combustion, d'un régime sur-ventilé vers un régime sous-ventilé, est correctement pris en compte. En effet, pour modéliser les flammes à l'extérieur du compartiment, il est important de correctement prédire la quantité de combustible qui va être éjectée par l'ouverture. Il sera également possible de vérifier si la surestimation de la température des flammes à l'extérieur du compartiment, observée lors des cas de validation, est due à une mauvaise estimation de la puissance libérée à l'extérieur du compartiment.

Le concept de richesse globale peut être utilisé pour exprimer le régime de ventilation d'un volume tel qu'un compartiment en feu. Toutefois, en raison de l'interaction complexe entre le panache et les couches supérieures et inférieures, ainsi que l'extension potentielle du feu au-delà du compartiment initial, une définition unique pour la richesse globale n'existe pas. Par conséquent, si on utilise celle-ci, elle doit être associée à un volume de contrôle défini. La richesse globale est une grandeur adimensionnée du débit de fuel définie par :

$$\phi = r_{\text{fuel-air}} \frac{\dot{m}_{\text{fuel}}}{\dot{m}_{\text{air}}} \quad (3.8)$$

Avec :

$$r_{\text{fuel-air}} = \left(\frac{\dot{m}_{\text{air}}}{\dot{m}_{\text{fuel}}} \right)_{\text{stoechiométrie}} = \frac{(\text{nb de mole d'air}) \times M_{\text{air}}}{(\text{nb de mole de fuel}) \times M_{\text{fuel}}} \quad (3.9)$$

Dans un feu de compartiment, l'air s'introduit généralement à l'intérieur du compartiment par une ouverture telle qu'une porte ou une fenêtre. La richesse globale est calculée (et mesurée expérimentalement) à partir du débit de fuel ($\dot{m}_{\text{fuel}}$) et du débit d'air ($\dot{m}_{\text{air}}$) entraîné dans le compartiment. Le rapport stœchiométrique $r_{\text{fuel-air}}$ est propre à la réaction globale de combustion. La richesse globale permet d'indiquer le régime de combustion, sur-ventilé (pauvre en combustible) ou sous-ventilé (riche en combustible). Elle est égale à l'unité lorsque la quantité d'air correspond exactement à la quantité nécessaire pour réagir avec tout le fuel produit par la pyrolyse. Lorsqu'elle est inférieure à 1, il n'y a pas suffisamment de fuel par rapport à l'apport d'air (sur-ventilé) et lorsqu'elle est supérieure à 1, le combustible est en excès par rapport à l'apport d'air (sous-ventilé). Dans ce cas, les gaz éjectés à travers l'ouverture contiennent du combustible imbrûlé pouvant conduire à l'apparition de flammes extérieures. En pratique, des flammes peuvent être observées pour des valeurs de richesse globale inférieures à l'unité. La Figure 3.2-4 et la Figure 3.2-5 montrent l'évolution des puissances libérées à l'intérieur et à l'extérieur du compartiment adimensionnées par la puissance théorique ($\dot{Q}_{\text{ex}}^*$ et $\dot{Q}_{\text{in}}^*$), en fonction de la richesse globale (ϕ). $\dot{Q}_{\text{ex}}^*$ et $\dot{Q}_{\text{in}}^*$ sont obtenues comme suit :

$$\dot{Q}_{\text{in}}^* = \frac{\dot{Q}_{\text{in}}}{\dot{m}_{\text{air}} Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2}} ; \begin{cases} \phi \geq 1, \dot{Q}_{\text{in}}^* = 1 \\ \phi < 1, \dot{Q}_{\text{in}}^* = \frac{\dot{m}_{\text{fuel}} \Delta H_c}{\dot{m}_{\text{air}} Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2}} \end{cases} \quad (3.10)$$

$$\dot{Q}_{\text{ex}}^* = \frac{\dot{Q}_{\text{ex}}}{\dot{m}_{\text{air}} Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2}} ; \begin{cases} \phi \leq 1, \dot{Q}_{\text{ex}}^* = 0 \\ \phi > 1, \dot{Q}_{\text{ex}}^* = \frac{\dot{Q}}{\dot{m}_{\text{air}} Y_{\text{O}_2} \Delta H_{\text{O}_2}} - 1 \end{cases} \quad (3.11)$$

Les valeurs théoriques sont représentées par la courbe bleue (Figure 3.2-4) et la courbe rouge (Figure 3.2-5). Pour obtenir les prédictions numériques, $\dot{m}_{\text{air}}$ est estimé numériquement comme cela est précisé dans l'Equation 3.2 et $\dot{Q}_{\text{ex}}$ est calculé par le code de calcul en intégrant la quantité d'énergie libérée dans un volume de contrôle (Equation 3.1). Celui-ci correspondant au volume du compartiment.

Tous les points tracés sur les graphiques de données ont été obtenues moyennant les résultats numériques sur 1000 secondes une fois l'état stationnaire atteint. Comme le montre la Figure 3.2-4, le modèle numérique gère bien le passage d'un régime de combustion sur-ventilé à un régime sous-ventilé. Le comportement du code est ensuite en adéquation avec les valeurs théoriques jusqu'à une richesse globale de 3. Bien entendu, à l'extérieur du compartiment, les prédictions sont également en concordance avec la courbe théorique (Figure 3.2-5). Il convient de noter que, même lorsque la richesse globale est proche mais inférieure à l'unité, des flammes ont été observées numériquement à l'extérieur du compartiment en raison d'une longueur de flamme trop importante par rapport aux dimensions de l'enceinte. La limite prédite de la richesse globale au-delà de laquelle l'air entraîné à l'intérieur du compartiment ne permet plus la combustion des gaz de pyrolyse est d'environ 3. La plus grande partie des gaz combustibles est éjectée à travers l'ouverture et brûle le long de

la façade. En effet, le milieu devient beaucoup trop riche en combustible pour permettre une combustion complète des gaz de pyrolyse. Lors d'un incendie réel mettant en jeu des combustibles solides ou liquides, cela correspond à l'extinction du foyer primaire. D'ailleurs, pour la combustion du bois, cette richesse globale critique à partir de laquelle la combustion dans le local n'est plus possible est d'environ 4 [52]. Cette valeur ayant été déterminée expérimentalement.

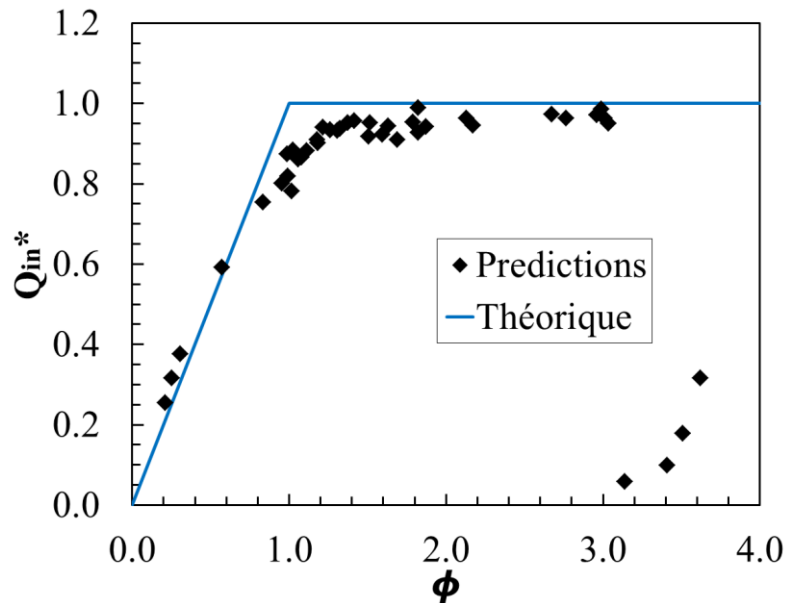


Figure 3.2-4: Evolution de la puissance libérée adimensionnelle à l'intérieur du compartiment, $\dot{Q}_{in}^*$, en fonction de la richesse globale

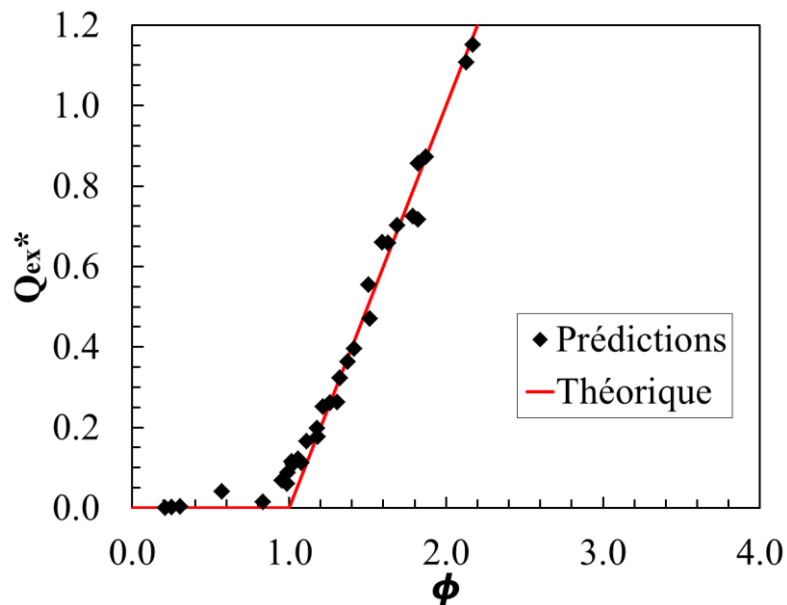


Figure 3.2-5: Evolution de la puissance libérée adimensionnelle à l'extérieur du compartiment, $\dot{Q}_{ex}^*$, en fonction de la richesse globale

L'évolution de la température moyenne du compartiment en fonction de la richesse globale a également été étudiée (Figure 3.2-6). Comme lors de l'étude des puissances, les nombreuses simulations réalisées ont permis d'observer deux tendances distinctes en fonction du régime de combustion. Ces deux tendances sont illustrées par la ligne continue sur la figure. Lorsqu'on se trouve dans une configuration bien ventilée, c'est-à-dire lorsque la richesse globale est faible, la température moyenne est dépendante de la puissance du foyer mais également des dimensions du compartiment. En effet, dans ce cas de figure, l'air est en abondance et permet de refroidir la température moyenne du compartiment. La température maximale d'environ 1150°C est obtenue pour une richesse globale se situant aux alentours de 1, quand le combustible et le comburant sont en quantité stœchiométrique. Lorsque la richesse globale augmente, c'est-à-dire lorsque la quantité de combustible est de plus en plus importante, la température diminue du fait d'une moins bonne efficacité de la combustion. Il est important de noter ici que les propriétés thermiques des parois du compartiment en feu jouent également un rôle très important. En effet, toutes les configurations simulées dans cette partie possèdent les mêmes propriétés au niveau des parois afin de s'affranchir de l'influence de ce paramètre. Des valeurs différentes mèneraient à des variations de température moyenne en fonction de l'augmentation ou de la diminution des pertes aux parois, mais le comportement global resterait inchangé.

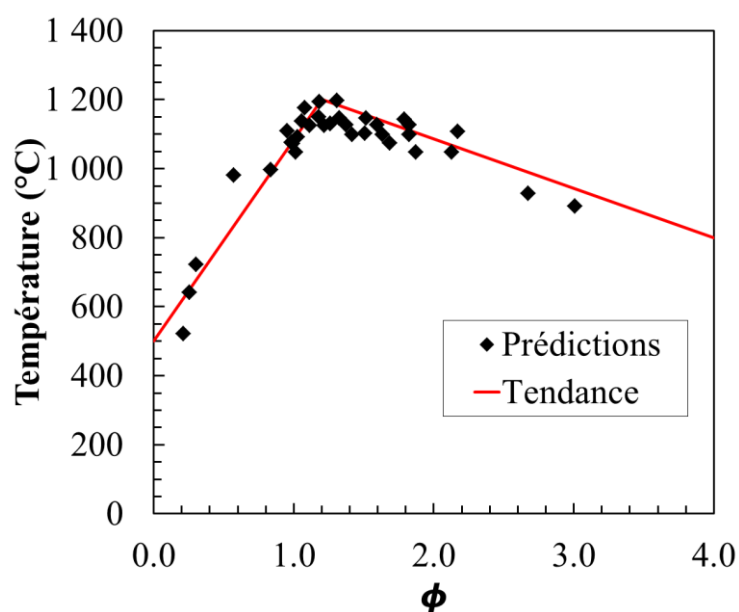


Figure 3.2-6: Evolution de la température moyenne du compartiment en fonction de la richesse globale

3.2.3 ESTIMATION DE LA HAUTEUR DE FLAMME

Les travaux de Tang [12] sur des maquettes à petite échelle ont permis de mettre en corrélation la hauteur de flamme avec les dimensions de l'ouverture (h et w), la puissance libérée à l'extérieur du compartiment ($\dot{Q}_{ex}$) et les caractéristiques de l'air ambiant (ρ_∞ , C_p et T_∞) :

$$H_{0,Tang} = 2(A\sqrt{h})^{2/5}(\dot{Q}_{ex,tang}^*)^{0.44} + H_N \quad (3.12)$$

La puissance adimensionnée ($\dot{Q}_{ex}^*$) libérée à l'extérieur du compartiment est déterminée de la façon suivante :

$$\dot{Q}_{ex,Tang}^* = \frac{\dot{Q}_{ex}}{\rho_{\infty} C_p T_{\infty} A \sqrt{gh}} \quad (3.13)$$

Cette grandeur adimensionnée de la puissance libérée à l'extérieur permet de prendre en compte les propriétés de l'air ambiant et de la géométrie de l'ouverture ($A\sqrt{h}$). La puissance libérée à l'extérieur du compartiment ($\dot{Q}_{ex}$) peut être déterminée numériquement et analytiquement comme il a été expliqué au §1.2.2 (voir formule 4.12). Cependant, la valeur analytique ne tiendrait pas compte des flammes pouvant apparaître pour des valeurs de richesse globale inférieures à 1 (mais proches). La valeur numérique ($\dot{Q}_{ex,fds}$) donnée par le code de calcul est donc utilisée pour le calcul de la puissance adimensionnée. Cette hauteur moyenne de flamme théorique est comparée à la hauteur moyenne de flamme prédite à partir de l'iso-contour 500°C sur la Figure 3.2-7.

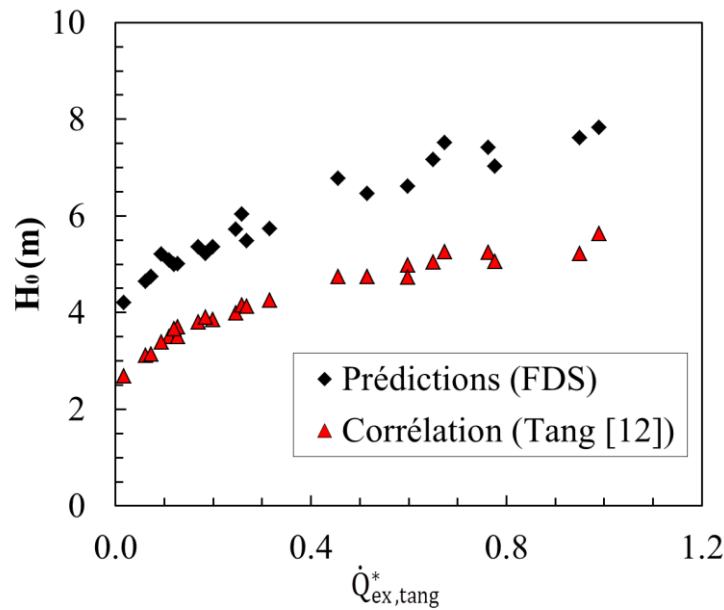


Figure 3.2-7: Evolution de la hauteur moyenne de flamme ($H_{0,tang}$) en fonction de $\dot{Q}_{ex,tang}^*$

Les résultats numériques montrent que l'évolution globale de la hauteur moyenne de flamme est similaire aux valeurs issues de la corrélation. La surestimation observée au chapitre de vérification du code (Chapitre 2) est également présente ici. Celle-ci est d'environ 40% et pourrait être due à une sous-estimation de l'entraînement d'air et de la turbulence dans l'écoulement extérieur le long de la façade. Ces deux phénomènes augmentent le temps de mélange et retardent la combustion des gaz combustibles présents. En effet, la bonne estimation de la quantité de combustible consommé à l'intérieur du compartiment ainsi que

des débits à l'ouverture confirment que cette surestimation provient plutôt d'une mauvaise estimation de l'entraînement d'air dans la flamme. Cela nous montre que la surestimation de la hauteur moyenne de flamme à l'extérieur du compartiment n'est pas due à une mauvaise prise en compte du changement de régime de combustion.

Il est également intéressant d'analyser l'impact de la variation des dimensions de l'ouverture sur le comportement de la flamme à l'extérieur en s'intéressant à des cas particuliers pour lesquels les facteurs de ventilation sont identiques. En effet, la forme de la flamme peut être totalement différente d'une dimension d'ouverture à l'autre. Pour cela, un exemple est présenté dans le Tableau 3.2-1. Deux cas sont exposés, l'un avec une ouverture dite « large » et l'autre avec une ouverture dite « haute ». Le point commun entre les deux est la puissance libérée à l'extérieur du compartiment ($\dot{Q}_{ex}$). Celle-ci est identique pour les deux cas.

Dans cet exemple, la puissance libérée à l'extérieur du compartiment est égale à environ 1.4 MW. La hauteur moyenne de flamme calculée à partir de l'équation 4.12 est identique dans les deux cas, environ 4.2 m. En effet, comme celle-ci est déterminée à partir du facteur de ventilation et de la puissance libérée à l'extérieur du compartiment, les valeurs obtenues pour ces deux cas sont égales. Cependant, numériquement, les deux hauteurs de flamme (H_0) n'ont plus la même valeur. La hauteur de flamme la plus élevée est obtenue pour l'ouverture dite « large » ($H_0 = 6.04$ m), alors que l'ouverture dite « haute » engendre une hauteur de flamme de seulement 5.48 m.

Les champs de température présentés sur la Figure 3.2-8 permettent d'identifier la position de la flamme par rapport à la façade. Comme on peut le voir, dans le cas de l'ouverture large, la flamme est plus proche de la façade. Le facteur de ventilation étant le même dans les deux cas, l'équation 4.5 montre que le débit sortant au niveau de l'ouverture est égal. Cependant, en prenant comme hypothèse que la hauteur du plan neutre se situe à mi-hauteur de l'ouverture, la surface d'éjection des gaz de l'ouverture large est plus importante que la surface d'éjection de l'ouverture haute. La vitesse d'éjection des gaz est donc moins élevée dans le cas de l'ouverture large. Les forces d'entraînement de l'air dans la flamme ont donc moins de difficultés à contrer cette vitesse d'éjection et repoussent la flamme contre la façade. Ce phénomène n'est pas pris en compte dans l'équation de Tant (Equation 3.12), ce qui peut engendrer des erreurs dans l'estimation de la hauteur moyenne de flamme.

Tableau 3.2-1 : Dimensions de l'exemple 2

$\dot{Q}_{ex}$ (MW)	w (m)	h (m)	H_0 (m)	$H_{0,Tang}$ (m)
1.41	3.0	1.4	6.04	4.15
1.42	2.0	1.8	5.48	4.23

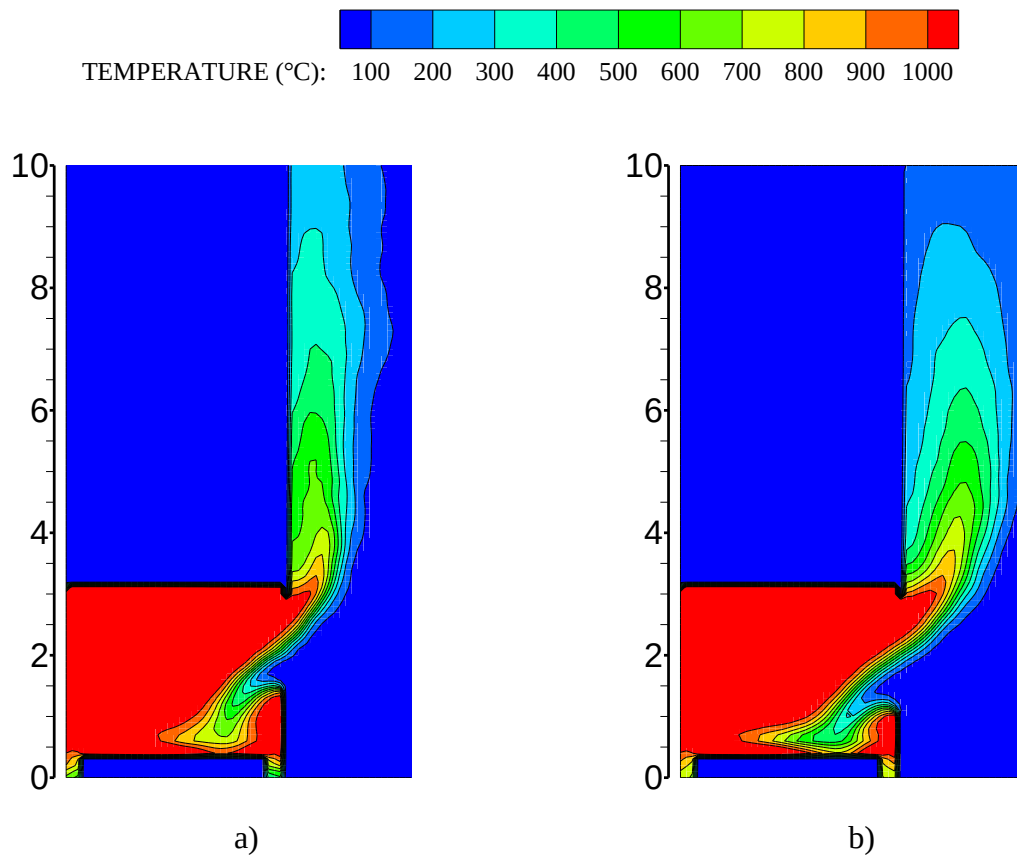


Figure 3.2-8: Champs de températures de l'exemple 1 : a) $w=3.0$ m ; $h=1.4$ m, b) $w=2.0$ m ; $h=1.8$ m.

3.3 INFLUENCE DE LA PRESENCE D'ECRANS LATERAUX AU NIVEAU DE L'OUVERTURE

Deux cas peuvent être identifiés pour ce type de configuration. D'une part la configuration en « L » pour laquelle une seule paroi verticale, située sur un des côtés de l'ouverture, est susceptible d'influencer le comportement des flammes extérieures et d'autre part la configuration en « U » où une paroi verticale est placée de chaque côté de l'ouverture. Cette étude permettra de mettre en avant les phénomènes observés sur le comportement de la flamme à l'extérieur du compartiment pour chacune des configurations précitées. L'objectif principal est de quantifier numériquement l'influence de la présence d'une ou deux parois verticales. Evidemment, pour cela, il faudra définir des critères de vérification permettant de comparer les différents cas modélisés et également mettre en avant les paramètres dont vont dépendre ces critères.

3.3.1 CONFIGURATION DE TYPE L

Au premier abord, cette configuration semble moins contraignante que la configuration en « U », l'entraînement d'air frais dans la flamme étant moins limité. Il est cependant important d'identifier les phénomènes observés et le comportement de la flamme lorsqu'elle est soumise à une contrainte latérale. Les Figure 3.3-1 a et b schématisent le

comportement d'une flamme soumise ou non à une contrainte latérale. La distance d est la distance entre l'axe de l'ouverture et la paroi latérale. La grandeur H_d correspond à la hauteur de flamme pour une distance d donnée. L'angle θ correspond à l'angle formé par la flamme sous l'effet de la paroi latérale. En effet, la présence d'une paroi latérale augmente la hauteur de flamme et l'incline vers elle. La flamme peut se plaquer contre la paroi dans le cas où celle-ci se trouve directement au niveau de l'ouverture. Comme cela est décrit dans le Chapitre 1, section 1.3.1, la présence de la façade au-dessus d'un compartiment en feu augmente la hauteur de flamme et rapproche la flamme de la paroi. Lorsqu'une paroi latérale est positionnée sur un des côtés de l'ouverture, un phénomène semblable est observé. En effet, l'entraînement d'air dans la flamme et le panache thermique est limité du côté de la paroi latérale. La flamme est donc poussée vers le coin formé par la façade et la paroi latérale, provoquant une inclinaison de la flamme et une augmentation de sa hauteur comme cela est illustré sur la Figure 3.3-1b. L'inclinaison des flammes diminue lorsque la paroi s'éloigne de l'ouverture. Cependant, les simulations réalisées sur cette configuration mettent en avant un autre phénomène. En effet, sur la Figure 3.3-2, on observe bien l'inclinaison due à la présence de la paroi latérale, mais en observant l'axe des flammes sur la figure, on remarque également une courbure de la flamme à partir de $d=150$ mm. De plus, lorsque la flamme s'éloigne de la façade, les actions thermiques sur cette dernière, et donc par conséquent le risque de propagation, diminuent considérablement.

Au vue de la complexité de ces différents phénomènes observés, il est difficile d'extraire un critère permettant d'évaluer le risque de propagation pour ce type de configuration.

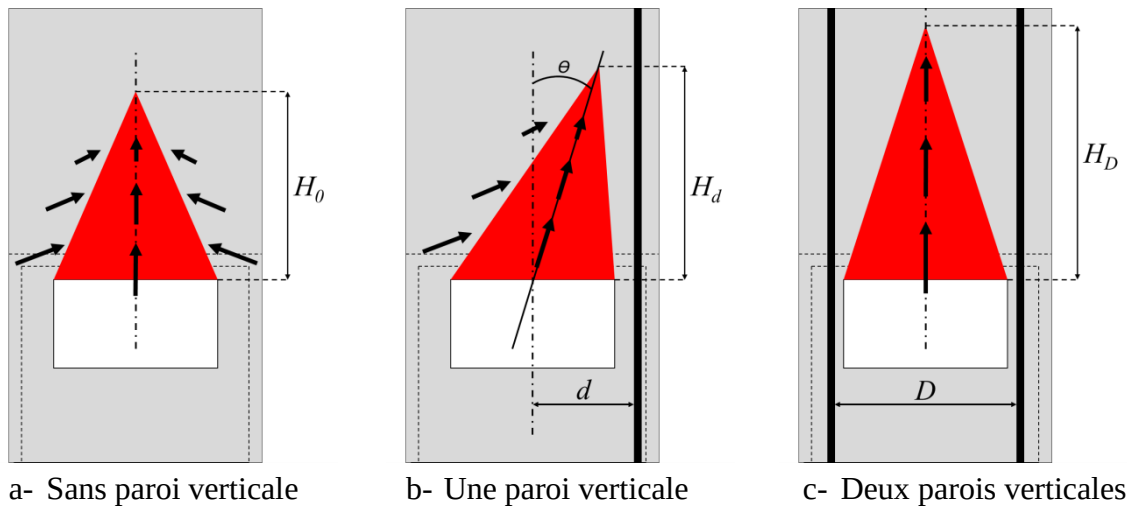


Figure 3.3-1: Schématisation de l'influence de la présence de parois latérales au niveau de l'ouverture en vue de face (la zone rouge représente la flamme).

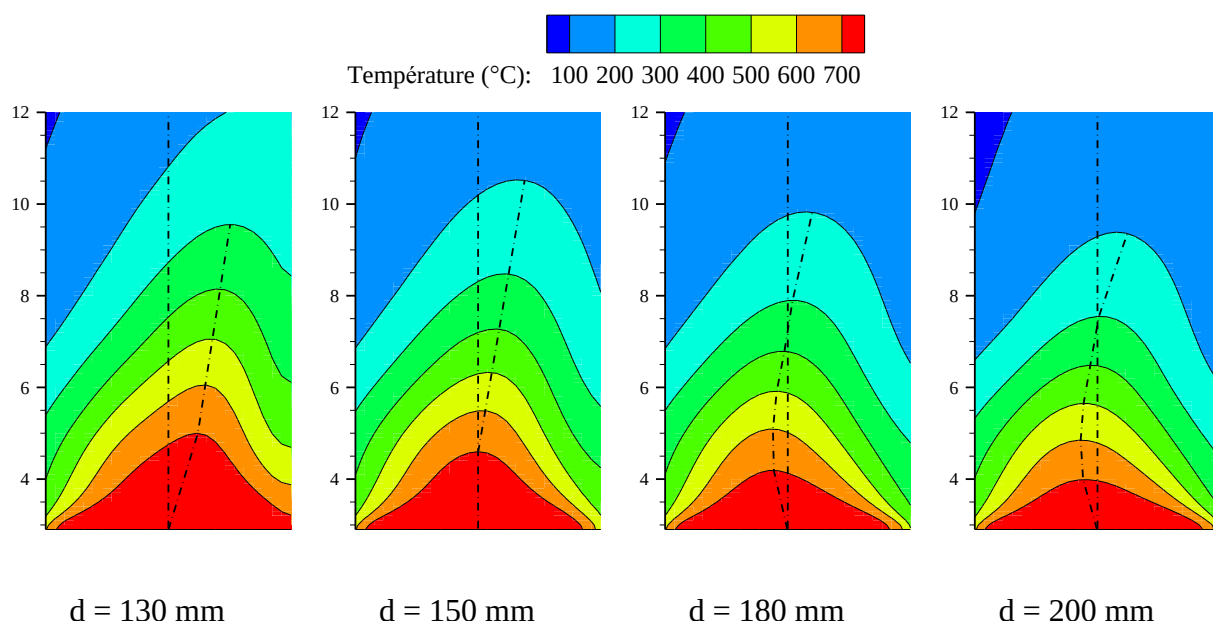


Figure 3.3-2 : Champs de température moyenne de surface au-dessus de l'ouverture

3.3.2 CONFIGURATION DE TYPE U

Le deuxième type de configuration pouvant être étudié est la configuration en « U » qui correspond à un renforcement au niveau de la façade, ce renforcement pouvant être avec ou sans ouverture. Par exemple, un incendie déclaré à la base de ce type de configuration aura le même comportement qu'une flamme sortant d'un appartement en feu via l'ouverture. Les effets de la configuration en « U » sur les flammes extérieures sont proches de ceux de la configuration en « L ». Dans le cas où une seule paroi est présente à l'ouverture, la hauteur de flamme va augmenter. Ce phénomène s'apparente à un « effet cheminée ». Dans le cas où deux parois sont présentes, l'axe de la flamme reste perpendiculaire à l'ouverture. Les parois latérales limitent ou annulent l'entraînement latéral en fonction de la distance D . La flamme est donc alimentée uniquement par l'avant. Cet entraînement d'air frontal engendre un rapprochement de la flamme vers la façade. Ce rapprochement mène à une augmentation des actions thermiques auxquelles la façade est soumise, comme illustré sur les Figure 3.3-1 où l'entraînement d'air frais est illustré par des flèches noires. L'augmentation de la hauteur de flamme due à la présence de ces deux parois latérales dépend des dimensions de l'ouverture et de la distance « D » entre ces deux parois. Cette augmentation de la hauteur de flamme correspond au rapport H_D/H_0 où H_0 est la hauteur de flamme lorsqu'aucune paroi latérale n'est présente tandis que H_D est la hauteur de flamme avec deux parois latérales espacées d'une distance D .

Comme l'a montré Lu dans ses travaux expérimentaux réalisés sur des maquettes à petite échelle, la présence de murs latéraux à l'ouverture a une grande influence sur les flammes extérieures lorsque ceux-ci se trouvent proches de l'ouverture. Cette influence diminue de manière non linéaire en augmentant la distance entre les murs. Ces travaux sur ce type de configuration ont permis d'établir une corrélation reliant la hauteur moyenne de

flamme pour une distance D (H_D) à la hauteur de flamme libre (H_0) à l'aide d'un paramètre global (K) tenant compte des propriétés géométriques de l'ouverture et des parois latérales. Ce paramètre représente le facteur d'augmentation de la hauteur de flamme induit par la présence des murs latéraux et est défini par l'Equation 1.2 présentée dans le Chapitre 1. Cette relation n'est valable que pour le cas de la configuration en « U ». La hauteur de flamme prédite pour chaque cas sera mise en parallèle avec cette valeur théorique.

Les dimensions du compartiment sont présentées sur la Figure 3.1-1. La liste des cas modélisés est disponible dans le Tableau 3.3-1.

Pour chaque cas modélisé, la distance D varie de $D=w$ à $D=6 \times w$. Un cas supplémentaire sans paroi latérale est également simulé. L'objectif est d'étudier l'influence des parois latérales sur les flammes extérieures et de quantifier cette influence. Le temps physique des simulations est de 2000 secondes. Les résultats présentés sont obtenus en moyenne sur une période de 1000 secondes à partir de l'établissement de l'état stationnaire.

Tableau 3.3-1 : Cas modélisés

N° du cas	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5	Cas 6	Cas 7
w (m)	2.0	2.0	2.0	2.6	2.6	2.6	3.0
h (m)	1.8	1.4	1.4	1.4	1.5	1.4	1.4
HRR (MW)	6.5	6.5	5.5	6.5	6.5	5.5	6.5

3.3.2.1 Température moyenne et puissance libérée à l'intérieur du compartiment

Tout d'abord, la température moyenne à l'intérieur du compartiment a été estimée numériquement en moyennant les résultats obtenus sur les douze points de mesure positionnés comme indiqué pour le cas de validation présenté au Chapitre 2 (Figure 2.3-1). La puissance libérée à l'intérieur du compartiment a également été estimée numériquement pour chaque cas afin de vérifier l'influence des murs latéraux sur le comportement du foyer. Ces résultats numériques sont présentés dans le Tableau 3.3-2

Comme cela a été observé expérimentalement, on constate que la présence des murs latéraux à l'ouverture n'a pas d'influence sur la température moyenne à l'intérieur du compartiment. De plus, l'énergie libérée à l'intérieur du compartiment ne varie que très peu, ce qui laisse penser que le débit d'air entrant n'est pas affecté par la présence des écrans latéraux. La combustion à l'intérieur du compartiment est donc identique pour chacun des cas. On peut cependant préciser que lorsque les parois sont placées directement au niveau de l'ouverture, c'est-à-dire quand $D=w$, on note une légère influence sur la puissance libérée à l'intérieur du compartiment.

Tableau 3.3-2 : Températures moyennes du compartiment en fonction de D pour une ouverture de dimension h=1.4 m et w=2.6 m

Distance de Séparation D (m)	∞	2.6	2.8	3.6	4.4	6.0	8.0
Température moyenne du compartiment (°C)	1103	1082	1088	1095	1087	1092	1086
Puissance libérée à l'intérieur du compartiment (kW)	4016	3840	3995	4175	4103	4097	4065

3.3.2.2 Hauteur de flamme

Les résultats numériques obtenus pour toutes les configurations simulés, c'est-à-dire toutes les dimensions d'ouverture, sont présentés sur la Figure 3.3-3. Les résultats expérimentaux de Lu sont également inclus dans ce graphique afin de comparer les différentes échelles. Les résultats expérimentaux et les prédictions numériques sont ensuite comparés à la corrélation développée par Lu. La ligne horizontale en pointillé correspond à la hauteur de flamme sans parois latérale, c'est à dire sans aucune augmentation de la hauteur de flamme ($H_D = H_0$). L'utilisation du rapport $K = \frac{H_D}{H_0}$ permet de s'affranchir de la surestimation observée dans le cas de validation (Chapitre 2, section 2.2) et lors de l'étude de la hauteur de flamme dans ce chapitre (Chapitre 3, section 3.1.5). En observant tous ces résultats, on s'aperçoit que la tendance est similaire. Il n'y a donc pas d'effet d'échelle. Il est important de rappeler que la configuration D=w n'a pas été testée expérimentalement. On remarque une évolution non-linéaire de la hauteur de flamme en fonction du rapport D/w.

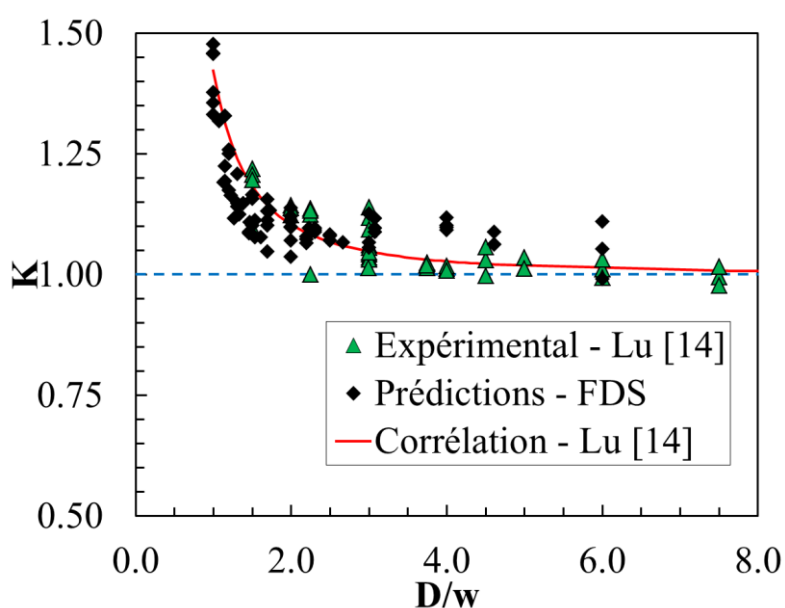


Figure 3.3-3: Mise en parallèle des résultats numériques et expérimentaux

En diminuant la distance de séparation des parois latérales, on observe une très nette augmentation de la hauteur de flamme. Le rapport, K , permet d'illustrer l'influence de la distance de séparation entre les deux parois latérales sur le comportement global de la flamme. En dépit de la surestimation de la hauteur de flamme d'environ 40% observée lors du cas de validation, le rapport K prédit, suit étroitement la tendance expérimentale obtenue à partir d'essai à petite échelle.

Les effets de la réduction de la distance de séparation des murs latéraux sur la hauteur de flamme peuvent être négligé à partir de $\frac{D}{w} = 2$. Ce qui correspond à une augmentation de la hauteur de flamme comprise entre 5% et 10%. En effet, cette valeur est retenue car si on observe l'ensemble des résultats (expérimentaux et numériques) obtenus, la variation de l'augmentation de la hauteur de flamme est proche de 10% pour une même valeur du rapport D/w , ce qui peut être assimilé à une incertitude.

Pour un rapport égal à 1, c'est-à-dire lorsque les parois sont situées directement au niveau de l'ouverture ($D=w$), on observe l'augmentation la plus importante. Celle-ci se situe entre 35% à 45% en fonction de la géométrie de l'ouverture et du débit calorifique. Quelle que soit la taille de l'ouverture ou du débit calorifique, une nouvelle augmentation de la distance entre les parois latérales, entraîne une diminution monotone cohérente avec les observations expérimentales. En outre, à la fois les données expérimentales ainsi que les résultats numériques correspondent approximativement à la corrélation avec une variation d'environ 10%. Cette variation est due au rapport L/D . Que ce soit lors des essais ou bien lors des simulations, ce rapport est pris inférieur à 3. Cependant, la largeur L des parois latérales n'a pas la même influence en fonction de sa largeur. En effet, plus celles-ci seront longues et plus l'apport d'air latéral dans la flamme extérieure sera limité, entraînant une augmentation de la hauteur de flamme plus importante. Donc on peut dire que l'influence L se limite à 10%. À l'échelle globale, même si la hauteur de flamme n'était pas correctement prédite, l'augmentation due à la présence des parois latérales est correctement reproduite par rapport aux données expérimentales avec les mêmes variations pour une valeur fixe de D/w . Ces incertitudes peuvent provenir de la simulation numérique dans laquelle le domaine de calcul est modifié pour chaque cas considéré. Ainsi, la présence de murs latéraux à l'ouverture peut augmenter la hauteur de flamme considérablement, représentant un facteur important d'accroissement du risque de propagation du feu.

A partir de la Figure 3.3-3, la corrélation développée par Lu peut donc être simplifiée en :

$$K = \frac{H_D}{H_0} = \frac{0.14}{\left(\frac{D}{w} - 0.65\right)} + 1 \quad (3.14)$$

La Figure 3.3-4 présente des champs de température pour trois distances de séparation, D , distinctes. Ils permettent de mettre en avant l'influence de la présence des parois latérales

sur le comportement de la flamme. En effet, on observe qu'en plus d'augmenter considérablement la hauteur de flamme, la présence des murs latéraux au niveau de l'ouverture rapproche la flamme de la façade (recollement de la flamme sur la façade) augmentant les actions thermiques de long de celle-ci. L'entraînement d'air latéral étant de plus en plus limité lorsque D diminue, l'entraînement frontal pousse la flamme contre la façade. Ainsi, le risque de propagation est largement amplifié. Ce phénomène est observable sur la figure et on peut remarquer qu'il s'accroît en diminuant D .

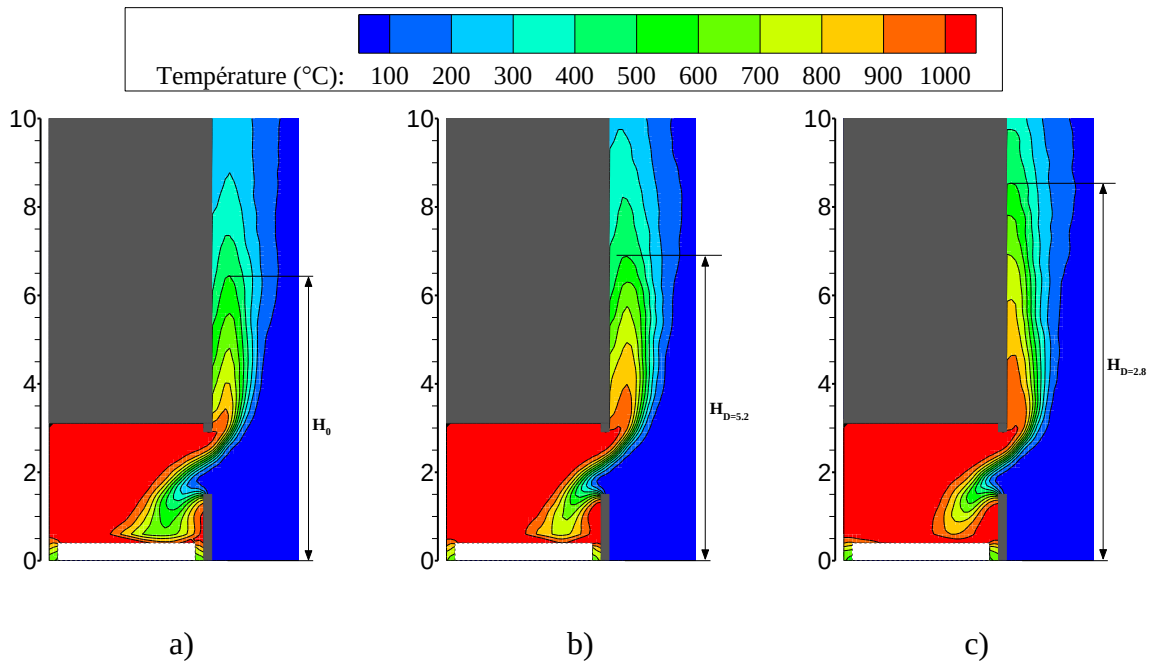


Figure 3.3-4: Influence de la présence des parois latérales sur la hauteur de flamme pour une ouverture de 2.6 m x 1.4 m ($w \times h$) : a) sans parois latérale ; b) $D=5.2$ m ; c) $D=2.8$ m.

3.3.2.3 Comparaison avec la configuration en « L »

Les champs de température au niveau de la façade pour les trois configurations (sans paroi, avec une seule paroi et avec deux parois) sont présentés sur la Figure 3.3-5. Les cas présentés sur cette figure correspondent aux parois placées directement au niveau de l'ouverture. Cette comparaison met clairement en avant le fait que la configuration en « U » est la plus défavorable d'un point de vue « sécurité incendie ». En effet, la surface soumise à de fortes températures est presque deux fois plus importante lorsque deux parois latérales sont présentes. Il est important de rappeler qu'ici la façade est incombustible, ce type de configuration pourrait donc engendrer des conséquences désastreuses dans le cas de façades combustibles. C'est pourquoi une attention particulière doit être portée à la géométrie extérieure des bâtiments.

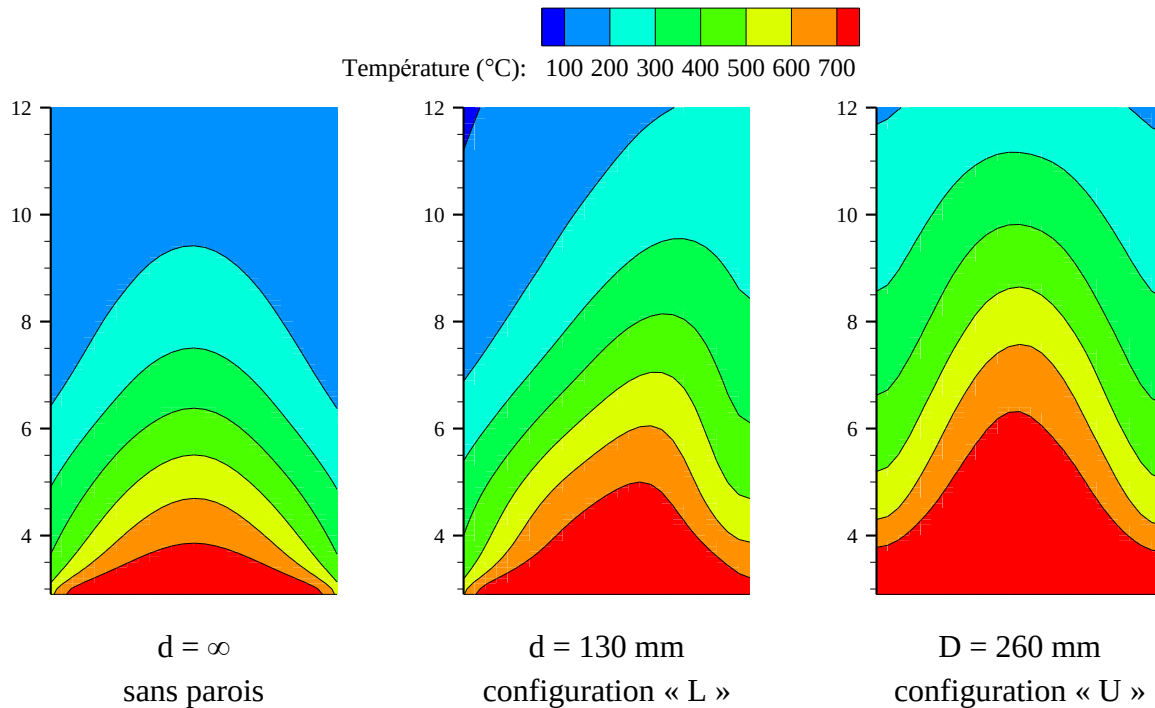


Figure 3.3-5: Comparaison des actions thermiques au niveau de la façade au-dessus de l'ouverture pour les trois configurations.

3.4 INFLUENCE DE LA PRESENCE D'UN BALCON

Dans cette partie, l'influence de la présence d'un obstacle horizontal a été testée. Le rôle de déflecteur a été mis en avant. Les dimensions des déflecteurs modélisés sont de 20 cm et 50 cm. Un troisième cas sans déflecteur est également simulé afin de pouvoir observer l'effet de ce type d'obstacle sur le comportement de la flamme.

La Figure 3.4-1 présente les champs de température pour les trois cas simulés. Les hauteurs de flamme sont également renseignées sur ces figures. Ces champs de température permettent d'observer le comportement de la flamme à l'extérieur du compartiment et on peut clairement constater ou distinguer que la présence de l'obstacle contribue à éloigner la flamme de la façade. On s'aperçoit également que la hauteur de flamme diminue de 6.50 m à 5.71 m jusqu'à 4.41 m pour un déflecteur de 50 cm. Cette diminution est due à deux phénomènes. Tout d'abord la distance parcourue par les gaz éjectés du compartiment est plus grande du fait de la présence des déflecteurs. Mais également parce que l'entraînement d'air frais à l'intérieur de la flamme et du panache est plus important. En effet, comme l'obstacle éloigne la flamme de la façade, l'air peut à nouveau être entraîné dans les flammes par l'arrière.

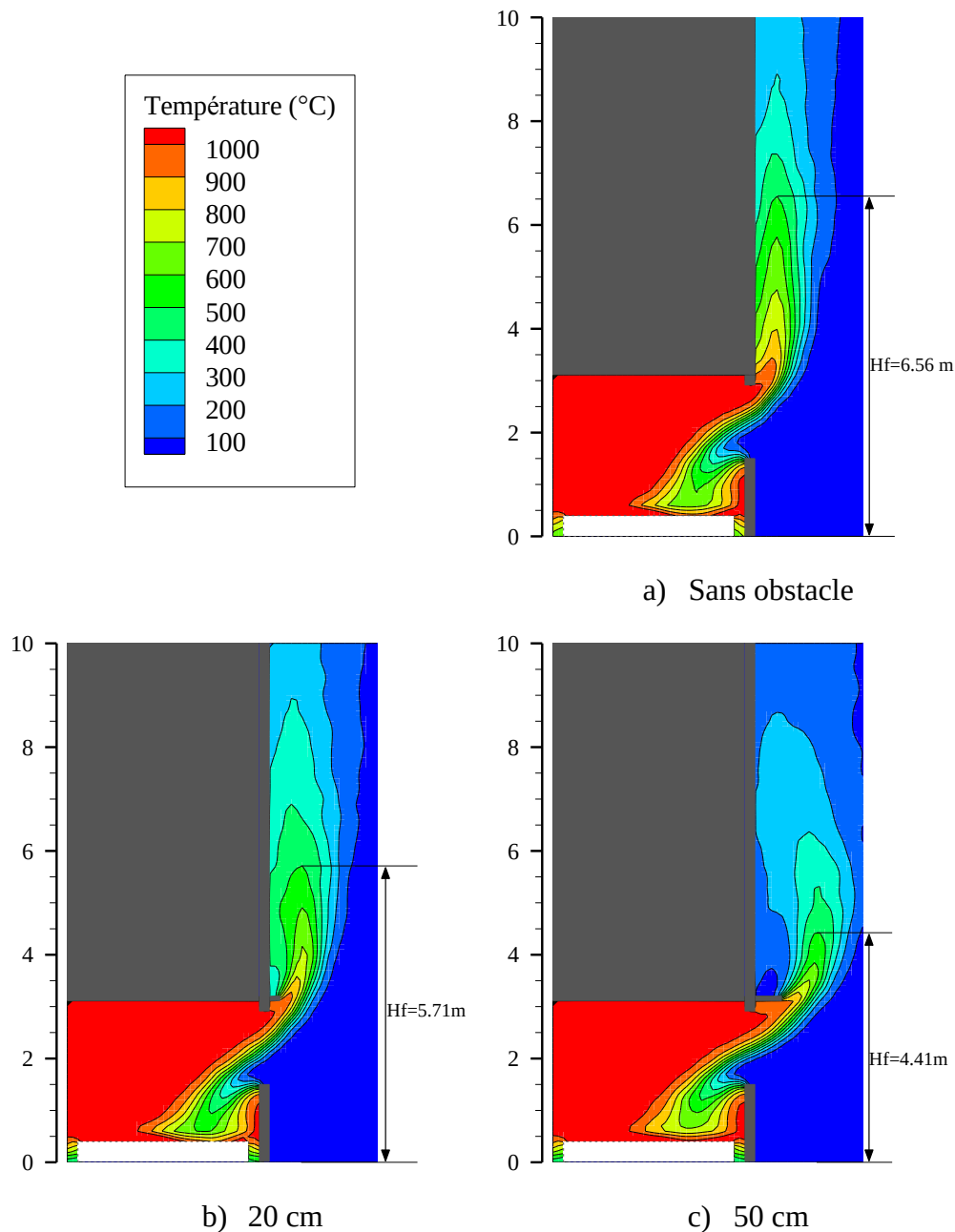
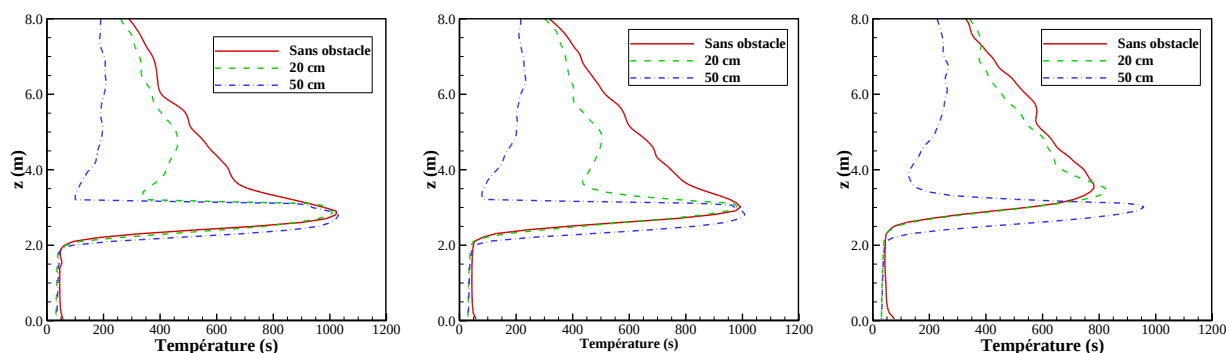


Figure 3.4-1: Champs de température montrant l'influence de la présence d'un balcon au-dessus de l'ouverture.

L'évolution verticale de la température présentée sur la Figure 3.4-2 montre que les actions thermiques le long de la façade diminuent considérablement dans le cas avec déflecteur. Il s'agit donc d'un paramètre permettant de limiter le risque de propagation verticale du feu en diminuant les actions thermiques auxquelles est soumise la façade. Même un déflecteur de 20 cm a une influence considérable sur le comportement de la flamme à l'extérieur du compartiment.



a) Au niveau de la façade

b) A 20 cm de la façade

c) A 50 cm de la façade

Figure 3.4-2: Evolution de la température de surface en fonction la hauteur de la façade le long de l'axe de symétrie de l'ouverture.

3.5 INFLUENCE DE DEUX OUVERTURES

Dans cette dernière partie, une configuration particulière a été testée. Il s'agit d'analyser l'influence de la présence de plusieurs ouvertures et de leur distance de séparation sur les flammes extérieures. Les dimensions du compartiment sont identiques à celles des cas précédents (Figure 3.1-1). L'ouverture de référence mesure 1.4 m de haut et 2.6 m de large. Elle a ensuite été séparée en deux afin de former deux ouvertures équivalentes comme cela est schématisé sur la Figure 3.5-1. Les dimensions de chaque ouverture sont de 1.4 m de haut pour 1.3 m de large. Ainsi, la surface totale d'ouverture et le facteur de ventilation sont conservés. La distance de séparation (e) entre ces deux ouvertures varie de 0 à 60 cm. La hauteur de flamme, les débits à l'ouverture, la puissance libérée à l'intérieur du compartiment et la température de surface de la façade au-dessus de l'ouverture ont été analysés. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 3.5-2, la Figure 3.5-3 et le Tableau 3.5-1.

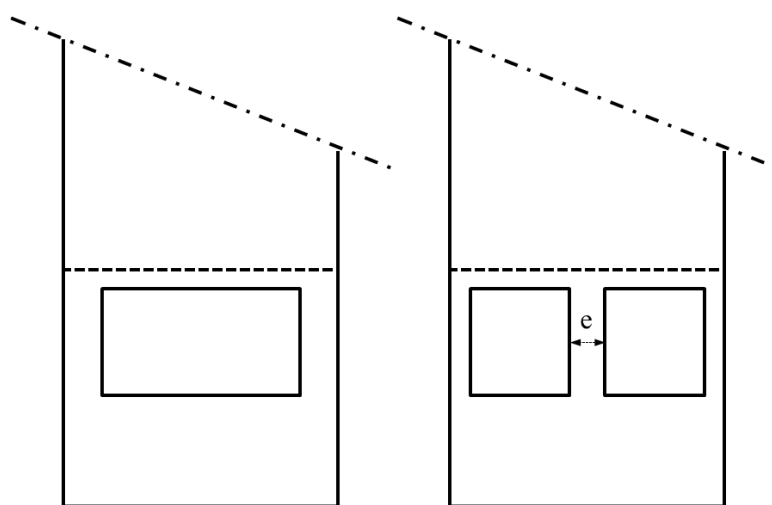


Figure 3.5-1: Schéma de la position des ouvertures.

Les champs de température de la façade au-dessus de l'ouverture (Figure 3.5-2) font apparaître un phénomène intéressant au niveau des flammes extérieures. En effet, on note que lorsque les ouvertures sont proches ($e=20$ cm), les flammes issues de chacune d'elles peuvent être assimilées à une seule flamme, issue d'une seule ouverture. Les deux flammes fusionnent pour n'en former qu'une. De plus, en observant la Figure 3.5-3, présentant les champs de température des gaz éjectés à travers l'ouverture, on peut voir que la hauteur totale de cette flamme reconstituée est inférieure à la flamme issue d'une seule ouverture, alors que sa largeur est légèrement plus importante (de 20 cm, ce qui correspond à l'éloignement des ouvertures). Ce comportement n'est pas tout à fait similaire à celui d'une ouverture plus large décrit dans la section 3.1.5. En effet, on observe également un recollement de la flamme plus important au niveau de la façade en éloignant les deux ouvertures, ce qui était le cas pour une ouverture plus large. Mais dans le cas décrit dans la section 3.1.5, la hauteur de flamme était plus importante dans le cas d'une ouverture large. Ce qui peut s'expliquer par le fait qu'il y ait un meilleur entrainement d'air frais à l'intérieur des flammes dans le cas de deux ouvertures et donc une meilleure combustion. Par la suite, lorsque les ouvertures sont de plus en plus éloignées, les deux flammes issues de chacune des ouvertures se désolidarisent pour former deux flammes distinctes.

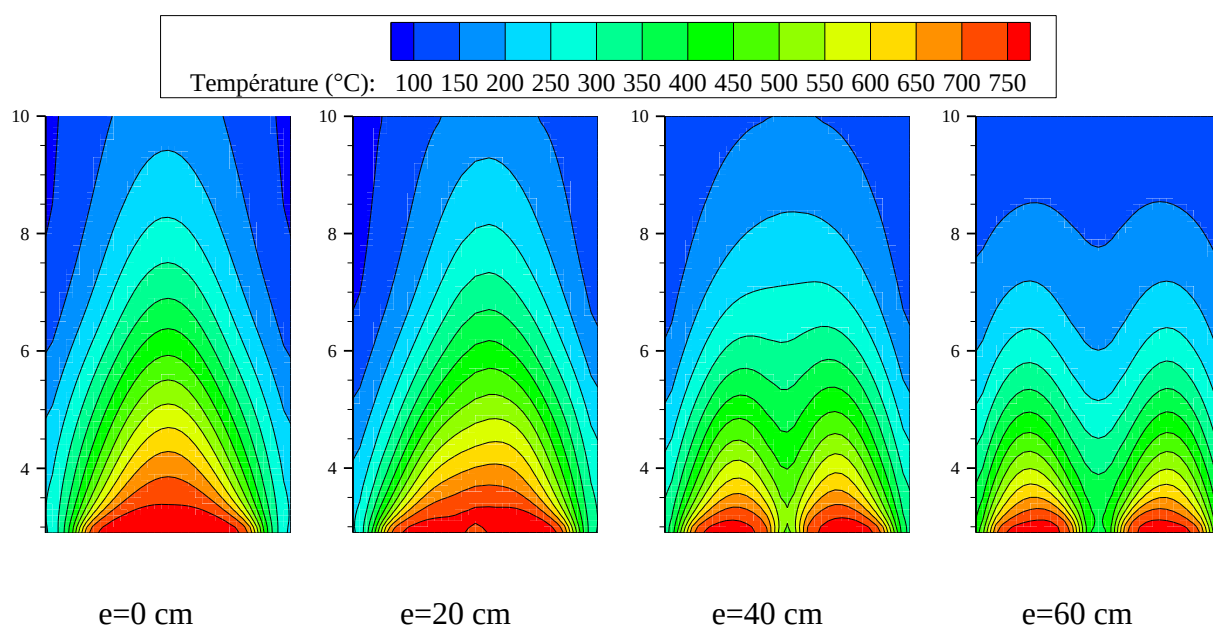


Figure 3.5-2 : Champs de la température surfacique de la façade pour différentes distances, e , entre les ouvertures.

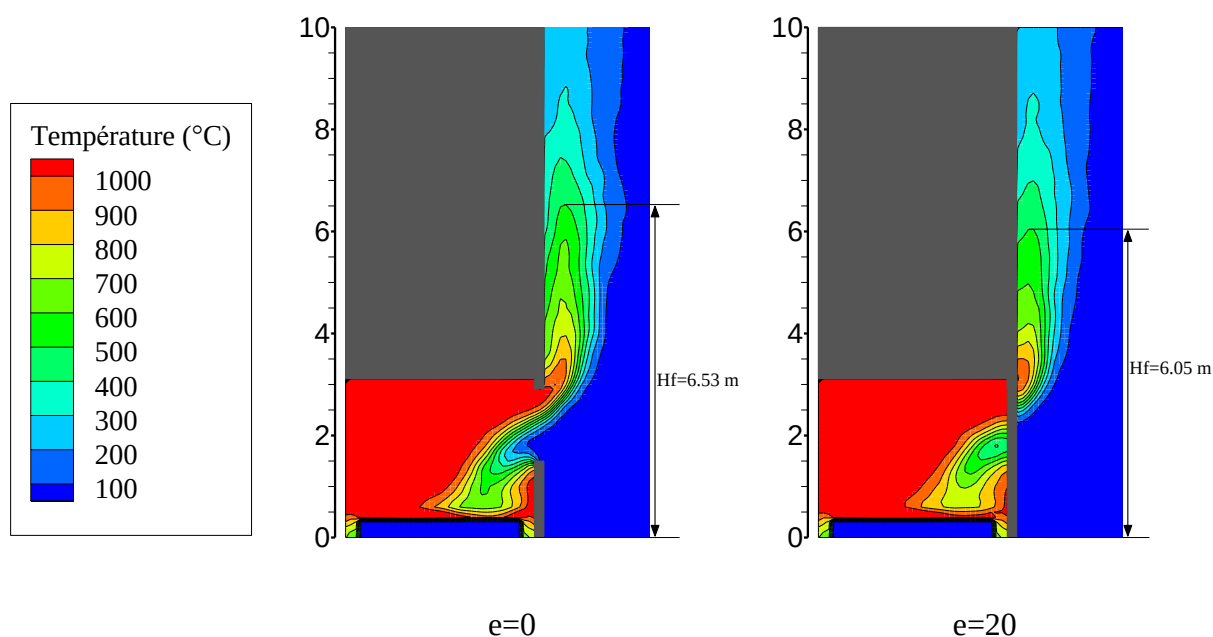


Figure 3.5-3: Champs de température montrant l'influence de deux ouvertures sur la hauteur de flamme.

Dans le Tableau 3.5-1 sont présentées les valeurs des hauteurs de flamme, de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment et des débits entrant au niveau des ouvertures obtenues à l'état stationnaire pour les différents cas modélisés. En observant les débits, on remarque que ceux-ci augmentent lorsque les ouvertures s'éloignent. L'augmentation de ce débit d'air entrant provoque une augmentation de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment. Ainsi la puissance libérée à l'extérieur devient plus faible. Ce qui explique également en partie la diminution de la hauteur de flamme. Il est intéressant de noter que le débit d'air entrant augmente alors que le facteur de ventilation ne varie pas.

Tableau 3.5-1 : Hauteurs de flamme, débits d'air entrant et puissances libérées à l'intérieur du compartiment pour différentes distances de séparation des ouvertures

Espacement entre les ouvertures (cm)	0	20	60
Hauteur de flamme (m)	6.55	6.05	5.30
Puissance à l'intérieur (kW)	4016	4163	4447
Débit massique entrant (kg/s)	1.73	0.86	0.91
			0.93
			0.93

A partir de ces résultats, on peut dire que l'utilisation de plusieurs ouvertures permet une meilleure ventilation du foyer à l'intérieur, ce qui pourrait engendrer des incendies plus conséquents et donc augmenter la probabilité d'observer des flammes à l'extérieur. Cependant, si on se base sur le comportement des flammes à l'extérieur, une faible distance

de séparation (60 cm) engendre également une diminution importante de la hauteur de flamme de plus d'un mètre sans pour autant augmenter de façon considérable sa largeur. Ainsi, le risque de propagation verticale ou horizontale du feu par la façade devient plus limité du fait d'actions thermiques moins élevées.

3.6 CONCLUSION

Dans cette partie, les paramètres géométriques pouvant influencer le comportement des flammes extérieures et le risque de propagation ont été étudiés. Les façades et autres composants des configurations modélisées sont considérés incombustibles afin de s'intéresser uniquement au comportement de la flamme issue du foyer primaire situé dans le compartiment. Parmi les paramètres étudiés, on peut citer les dimensions des ouvertures et la présence d'obstacles à l'extérieur. Les simulations effectuées ont mis en avant la capacité du code à tenir compte de ces paramètres dans la modélisation. Ainsi, l'influence de la façade ou d'obstacles, sur l'écoulement extérieur a pu être observée. Certains paramètres se sont révélés être des solutions limitant le risque de propagation ou au contraire l'aggravant. Cette étude a permis de valider la capacité du code à modéliser les écoulements au niveau de l'ouverture qui contrôlent l'apparition des flammes extérieures. En effet, les prédictions du débit à l'ouverture et de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment sont en parfaite cohérence avec les corrélations de la littérature. Ainsi, des ouvertures de grandes dimensions (ou dites « larges ») permettent de limiter l'apparition de flammes extérieures en apportant au foyer une ventilation suffisante pour qu'il n'y ait pas d'imbrûlé éjecté par l'ouverture. Dans le même temps, l'apport d'air frais dans le compartiment en feu diminue ainsi considérablement la température moyenne à l'intérieur. Cependant, en fonction de la charge calorifique disponible à l'intérieur du compartiment, cet apport d'air peut également engendrer des incendies plus importants. Un autre paramètre permettant de limiter le risque de propagation verticale est la présence d'un balcon qui permet de diminuer les actions thermiques sur la façade en éloignant la flamme.

Cependant, d'autres paramètres augmentent ce risque de propagation. C'est le cas des murs latéraux au niveau de l'ouverture. Limiter l'entraînement d'air dans le panache augmente la hauteur de flamme et les actions thermiques sur la façade. Un grand nombre de configurations a pu être simulé grâce à l'utilisation du code de calcul et les résultats de ces simulations ont pu être mis en parallèle avec des études expérimentales afin de justifier le bon comportement du code et d'étudier les phénomènes engendrés et ce, pour des configurations à échelle réelle. Ainsi, la comparaison avec les résultats expérimentaux montre une similarité dans le comportement des flammes extérieures. De plus, cette étude a montré que le comportement des flammes à l'extérieur est contrôlé par le rapport D/w , quelle que soit l'échelle. Un paramètre permettant de limiter le risque de propagation a pu être proposé, $D/w > 2$, ainsi qu'une corrélation permettant d'estimer le facteur d'augmentation (K) de la hauteur de flamme.

La présence de plusieurs ouvertures en façade a mis en évidence d'autres phénomènes, par exemple, le compartiment semble mieux ventilé indépendamment du facteur de ventilation lorsque les ouvertures sont suffisamment éloignées. Cependant, comme lorsque que l'ouverture est dite « large », ceci peut engendrer des incendies plus conséquents. Il a été possible d'observer que la présence d'une double ouverture diminue fortement la hauteur de flamme et donc le risque de propagation verticale du feu d'un étage à l'autre.

De plus, il a pu être mis en avant que, même si la puissance libérée à l'extérieur du compartiment est correctement prédite, la hauteur de flamme est assez largement surestimée en utilisant une température de flamme de 500°C (environ 40% supérieure aux estimations des corrélations). Cela est dû à une sous-estimation de l'entraînement d'air à l'intérieur du panache thermique qui limite le refroidissement des gaz. Cependant, cette surestimation ne semble pas avoir d'influence sur l'observation de l'augmentation de la hauteur de flamme (rapport K).

Chapitre 4

ÉTUDE EXPERIMENTALE ET EVALUATION DU MODELE NUMERIQUE SUR LA PROPAGATION DU FEU LE LONG D'UNE PAROI INFLAMMABLE

Dans les chapitres précédents, les paramètres jouant un rôle important sur la propagation d'un feu via une façade inerte ont été étudiés. Toutefois une des causes principales en est sa composition. En effet, dans un souci d'économies d'énergie, les façades des bâtiments sont de plus en plus souvent constituées de matériaux isolants combustibles. Mais la démarche suivie pour la réalisation de cette recherche a été d'identifier pas à pas le rôle des différents paramètres influençant la propagation du feu via la façade. La recherche présentée dans ce chapitre consiste à déterminer le rôle des façades combustibles sur la propagation du feu via deux types de façade. En effet, l'utilisation de matériaux isolants très combustibles tels que l'EPS (polystyrène expansé), la ouate cellulose ou la fibre de bois augmente de manière considérable la masse combustible de la façade. Par conséquent les risques d'inflammation de celle-ci et la probabilité de propagation de l'incendie vers les étages supérieurs du bâtiment via la façade sont également accrus. A l'utilisation d'isolants combustibles s'ajoutent la composition des bardages extérieurs combustibles tels que le bois, de plus en plus utilisés de nos jours.

Comme nous l'avons démontré dans la partie bibliographique, il existe un grand nombre d'études sur l'évaluation du risque de propagation du feu le long d'une façade. Cependant, très peu portent sur des configurations simples permettant d'évaluer les codes de calculs sur modélisation de la propagation d'un incendie via une façade combustible. C'est pourquoi une campagne expérimentale a été menée afin d'obtenir des résultats pertinents permettant d'analyser les phénomènes de propagation sur une paroi combustible. Ces expériences ont été réalisées sur des configurations académiques utilisant des bardages combustibles en bois.

Le principal objectif de cette étude expérimentale est d'identifier les phénomènes de propagation le long d'une paroi verticale en présence de façades combustibles en bois. Elle permet également de récolter des données expérimentales détaillées permettant la validation du modèle de propagation proposé par FDS à travers des simulations numériques dans cette situation. En effet, comme cela a été évoqué dans la partie bibliographique, un grand nombre d'essais a été réalisé avec des façades combustibles par le passé, mais les configurations (ou les compositions) testées sont souvent complexes. Par exemple, la superposition de plusieurs composants combustibles rend difficile l'identification du rôle de chaque paramètre ou composant de la façade sans avoir réalisé une étude rigoureuse permettant de mettre en avant l'influence de chaque paramètre sur les feux de façade.

C'est pourquoi la mise en place d'un banc d'essais expérimental a été nécessaire. Les résultats expérimentaux obtenus pourront être comparés à des simulations numériques. A partir des données expérimentales, il sera possible de vérifier la prise en compte de la participation de matériaux combustibles à la propagation verticale du feu via la façade.

4.1 DESCRIPTION DU DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

Le dispositif expérimental est schématisé sur la Figure 4.1-1. Ces essais ont été réalisés dans un local de grand volume du CSTB afin de s'affranchir des conditions climatiques. Le compartiment (ou chambre de combustion) a été réalisé en béton cellulaire. Ses dimensions sont de 1.5 m de côtés et 1.15 m de hauteur. La partie avant du compartiment est entièrement ouverte sur l'extérieur ; ceci afin d'obtenir des conditions de ventilation idéales à l'intérieur de la chambre de combustion (foyer). Une façade inerte, d'environ 5 m de haut, fixée sur un châssis métallique, est placée à l'avant du compartiment. S'agissant d'essais de propagation, les dimensions retenues se basent sur la configuration utilisée pour l'essai anglais [53][54]. Elles ont ensuite été optimisées avec des essais de dimensionnement préliminaires. Sur cette façade inerte est placé, sans vide d'air, un bardage combustible en bois. Ainsi, suivant le type d'essai réalisé, il est possible de monter et démonter les spécimens de façade testés rapidement. Lors de cette campagne d'essai, trois tests ont été réalisés.

Pour le premier test sur façade inerte, l'emplacement réservé à la partie combustible est remplacé par des plaques de silicate de calcium. Il a permis de calibrer les dimensions des flammes issues du foyer primaire, d'estimer la puissance du foyer, et par la suite, de déterminer la participation de la façade combustible par comparaison.

Les deuxième et troisième tests ont été réalisés sur des revêtements combustibles de type contreplaqué bois, respectivement du Bouleau et de l'Okoumé. Deux types de bois ont été utilisés afin d'estimer l'influence de l'essence du bois sur la propagation des flammes.

Les différents matériaux constitutifs des façades testées sont répertoriés dans le Tableau 4.1-1. La masse volumique des bois a été déterminée en laboratoire à partir des échantillons testés. La chaleur de combustion obtenue à partir des essais de bombe

calorimétrique se situe entre 17.8 de 18.25 MJ/kg. Ces valeurs sont très proche de celles est proposées par Paloposki [48] dans la littérature.

Tableau 4.1-1 : Caractéristiques des composants des différents type de façades testées

Type de façade	Silicate de calcium	Okoumé	Bouleau
Epaisseur (mm)	13	18	18
Masse volumique (kg/m³)	870	527	678
Conductivité (W/m.K)	20°C – 0.17 100°C – 0.19 200°C – 0.21	0.13	0.17
Chaleur de combustion (kJ/kg)	0	18 000	18250
Chaleur spécifique (J/kg.K)	920 (à 400°C)	1880	1880
Humidité (%)	-	14	18

Concernant l'instrumentation du banc d'essai, des mesures de températures ont été réalisées à l'aide de 50 thermocouples de type K (2 mm) disposés à 25 mm devant la façade. La position de ces thermocouples est précisée sur la Figure 4.1-1. Vingt mesures complémentaires situées dans l'axe de l'ouverture à une distance de 300 et 600 mm de la façade sont également utilisées afin d'estimer la température des gaz dans le panache. Deux mesures de flux sont réalisées sur la façade à une distance de 325 et 1520 mm du linteau d'où sortent les flammes. Une photographie du montage avant un essai de façade combustible est présentée sur la Figure 4.1-2. On peut noter que le foyer est positionné à l'avant du compartiment, dans l'alignement de la façade. Ce positionnement permet d'obtenir des flammes très proche de la paroi combustible afin d'optimiser les actions thermiques. Il s'agit également d'une position favorisant une ventilation optimale du foyer à l'intérieur du compartiment. Une balance située sous le foyer permet de mesurer la masse de combustible en continu tout au long de l'essai.

L'allumage du foyer est réalisé à l'aide de neuf chiffons imbibés de gasoil disposés à l'intérieur du bûcher. Ils sont allumés un par un en suivant le même ordre d'allumage pour chaque essai afin d'obtenir un montée en puissance similaire d'un essai à l'autre. L'extinction de la façade à l'aide d'une lance à eau est effectuée à la fin de chaque essai lors de la chute du bûcher.

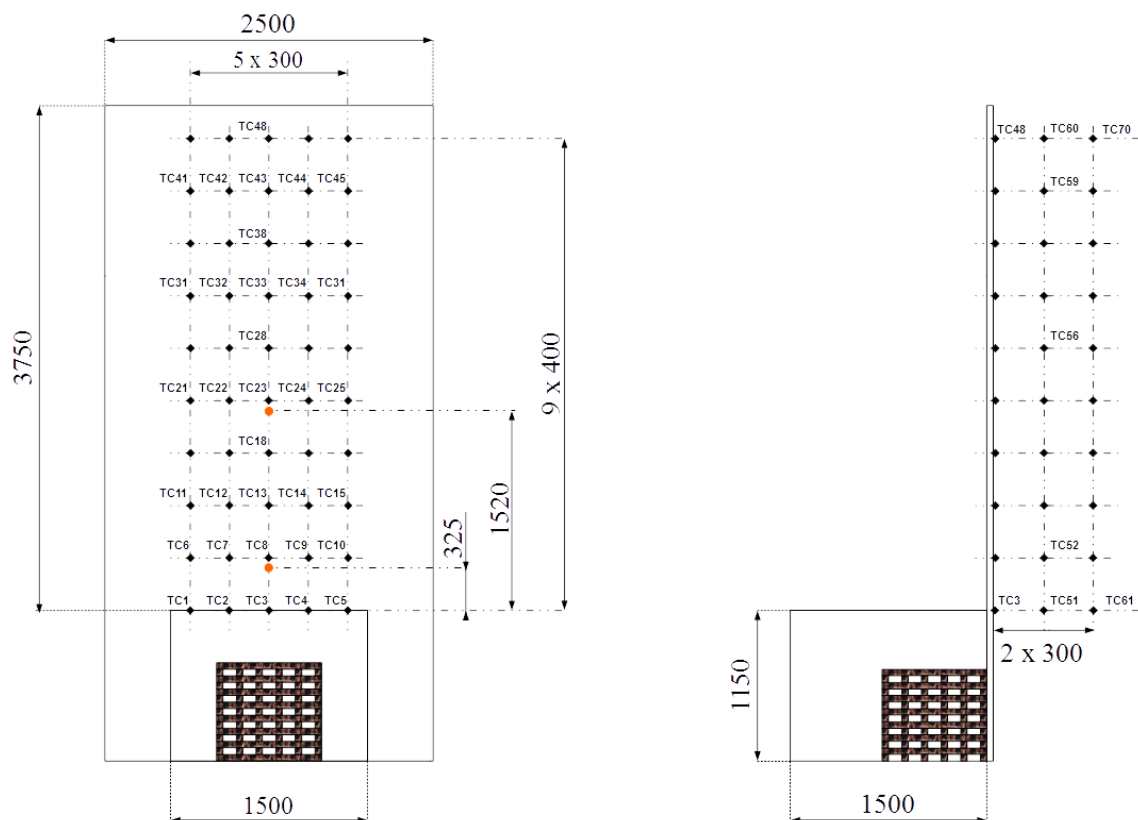


Figure 4.1-1 : Dimension du banc d'essai et positions des capteurs de mesure le long de la façade



Figure 4.1-2 : Photographie du montage avant essai – Façade combustible

4.2 ESTIMATION DU DÉBIT CALORIFIQUE

4.2.1 DIMENSIONNEMENT DU FOYER

Préalablement à la réalisation des essais, le foyer situé à l'avant du compartiment a été dimensionné afin d'obtenir une puissance d'environ 1.5 MW. L'objectif est d'obtenir des flammes extérieures suffisamment importantes pour que cette participation de la façade sur la propagation verticale du feu soit significative. Il est important d'obtenir une propagation progressive du feu afin d'étudier les phénomènes primaires de la propagation tels que la température d'inflammation ou le temps de propagation. Le dimensionnement du foyer a été réalisé à partir des formules du SFPE [55]. Ainsi, sa puissance est déterminée de la manière suivante :

$$\dot{Q} = \dot{m}\Delta H_c \quad (4.1)$$

Où $\dot{m}$ est l'évolution de la perte de masse et ΔH_c est la chaleur de combustion du combustible utilisé. La perte de masse est déterminée via l'équation 5.2 :

$$\dot{m} = \frac{4}{D_{bag}} m_0 v_p \left(1 - \frac{2v_p t}{D_{bag}}\right) \quad (4.2)$$

Avec :

$$v_p = 2.2 \cdot 10^{-6} \cdot D_{bag}^{-0.6} \quad (4.3)$$

Le terme m_0 correspond à la masse initiale du bûcher, D_{bag} est la largeur d'une baguette de section carrée comme cela est présenté sur la Figure 4.2-1 et v_p correspond à la vitesse de régression théorique du bois. Ainsi, afin d'obtenir la puissance souhaitée (1.5 MW), et en tenant compte du fait que le bois utilisé est du Sapin du Nord de masse volumique 420 kg/m^3 , les dimensions des baguettes sont les suivantes : 0.8 m de long pour 0.048 m de côté. Ainsi, la masse totale du bûcher est de 84 kg. Le débit calorifique maximum est obtenu lorsque $t=0$ dans l'expression 4.2. De plus, la méthode de montage et d'allumage du foyer a été respectée d'un essai à l'autre afin d'obtenir un débit calorifique identique pour chaque essai. La mesure de perte de masse permettra ainsi de vérifier la répétabilité des essais.

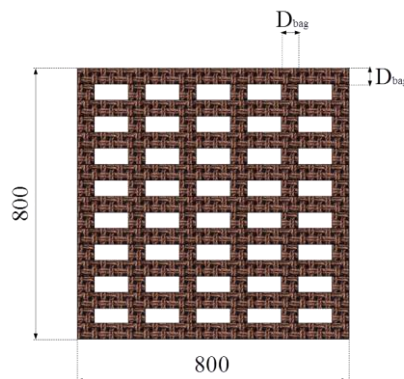


Figure 4.2-1 : Schématisation et dimensions du bûcher

Pour compléter le protocole, il est important de préciser qu'à la fin de l'essai, lorsque le bûcher s'écroule, la façade combustible est éteinte directement afin de pouvoir comparer la hauteur de propagation expérimentale avec la hauteur déterminée par le code de calcul.

4.2.2 MESURE DE LA PUISSANCE

4.2.2.1 Mesure de la perte de masse

L'estimation de la puissance du foyer est très importante lorsqu'il s'agit de modéliser un feu de compartiment. En effet, cette mesure est la donnée d'entrée principale de tout code de calcul dédié à la modélisation incendie. Elle contrôle toutes les actions thermiques auxquelles va être soumise la façade. Il est donc primordial d'obtenir une mesure propre et surtout répétable afin de déterminer un « terme source » pour la modélisation. De plus, il faudra également être capable de déterminer la puissance libérée par la combustion de la façade en bois en identifiant la part du foyer et la part de la façade. Pour cela, deux méthodes d'estimation ont été sélectionnées. La première méthode consiste à mesurer en continu la perte de masse $\dot{m}$ de l'équation 4.1 à l'aide d'une balance placée à l'intérieur du compartiment sous le bûcher. L'inconvénient est qu'elle ne permet pas de déterminer la participation en termes de puissance de la façade combustible.

Les résultats obtenus pour chaque essai via cette méthode sont présentés sur la Figure 4.2-2 tandis que la moyenne des puissances est présentée sur la Figure 4.2-3. Les tests 1 et 2 correspondent aux essais sur façade inerte. Les tests 3, 5 et 8 correspondent aux essais sur façade en Bouleau et les tests 4, 6 et 9 aux essais sur façades en Okoumé. Cette moyenne exclut les puissances obtenues pour les tests 4 et 9. En effet, on remarque que la montée en puissance de ces deux essais diffère des autres résultats. Pour les autres essais, on note une très bonne répétabilité. La montée en puissance est quasiment linéaire et dure environ 5 minutes jusqu'à atteindre un débit calorifique maximal d'environ 1600 kW. Celui-ci est identique pour tous les essais et correspond au dimensionnement effectué en amont via les équations 4.1, 4.2 et 4.3. Lors de la phase de feu pleinement développé, on observe une régression du bûcher quasiment linéaire pendant 10 minutes. Pour chaque essai, la chute du bûcher a eu lieu entre 18 et 19 minutes à la suite d'un ralentissement de la perte de masse. Les deux essais qui se détachent des autres sont les tests 4 et 9. Pour le premier (Test 4), la montée en puissance est beaucoup plus lente tandis que pour le second, la montée en puissance est plus rapide. La cause de cette différence est identique dans les deux cas, à savoir la méthode d'allumage. En effet, l'utilisation de chiffons imbibés de gasoil a permis une bonne répétabilité de l'allumage sauf pour ces deux cas. Pour le cas le plus lent, l'inflammation des chiffons a été plus difficile et l'allumage du bûcher a été plus lent également, alors que, dans le cas rapide, les chiffons se sont enflammés immédiatement ce qui a provoqué un allumage plus rapide du foyer (bûcher). On peut cependant noter que la puissance maximale atteinte et la décroissance du foyer est également identique pour ces deux cas. La puissance moyennée est comparée à l'estimation de l'évolution de la puissance d'un bûcher proposée par le SFPE (Equation 4.1 et 4.2). On remarque qu'en plus d'avoir correctement évalué la puissance maximale libérée par le foyer, la régression linéaire du foyer correspond à la régression

proposée par le SFPE (courbe rouge). Ceci montre que l'effet des parois du compartiment semble négligeable sur l'évolution de la perte de masse du foyer. Mais cela peut également être expliqué par le fait qu'une face du foyer est totalement ouverte sur l'extérieur. Le foyer n'est donc pas dans une configuration sous-ventilée. En effet, la formule du SFPE a été développée à partir d'essai de bûcher en champs libre et on peut donc considérer que les conditions de ces essais sont quasiment similaires.

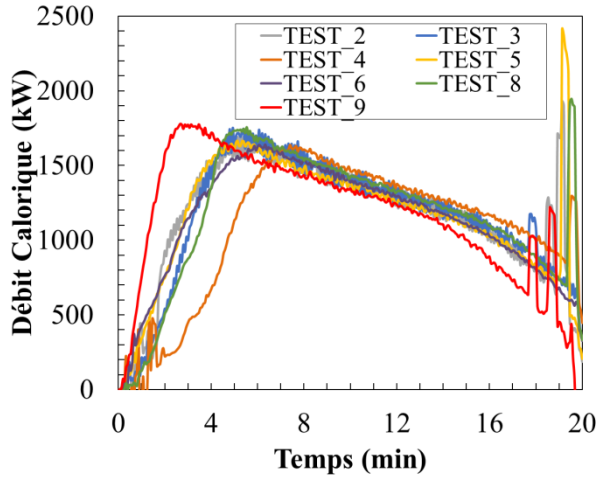


Figure 4.2-2: Evolutions temporelles du débit calorifique pour différents essais

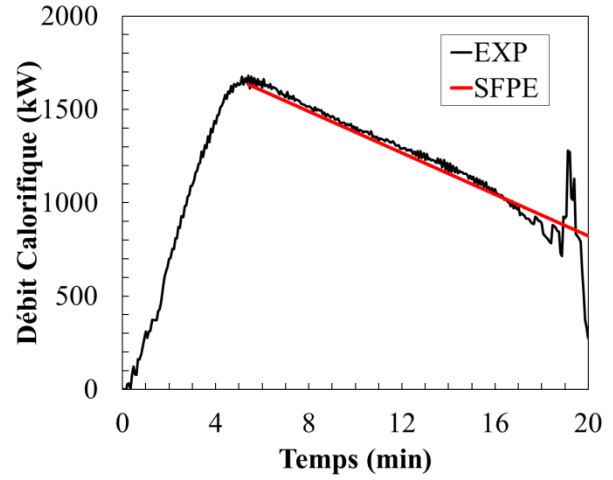


Figure 4.2-3: Evolutions temporelles du débit calorifique moyenné sur tous les tests

4.2.2.2 Analyse de gaz

La deuxième méthode consiste à analyser les gaz issus de la combustion et d'estimer la puissance du feu via la consommation d'oxygène :

$$\dot{Q}_{\text{tot}} = \rho_{\text{O}_2} \dot{m}_e \Delta H_{\text{O}_2} \frac{\frac{X_{\text{O}_2}^{\infty}}{100} - \frac{X_{\text{O}_2} X_{\text{N}_2}^{\infty}}{100 X_{\text{N}_2}}}{1 + (1.1 - 1) \left(1 - \frac{X_{\text{O}_2} X_{\text{N}_2}^{\infty}}{X_{\text{N}_2} X_{\text{O}_2}^{\infty}} \right)} \quad (4.4)$$

Dans cette équation, $X_{\text{O}_2}^{\infty}$ et $X_{\text{N}_2}^{\infty}$ représente la fraction volumique d'oxygène et diazote dans l'air ambiant tandis que X_{O_2} et X_{N_2} est la fraction volumique en fonction du temps dans la hotte. L'énergie libérée lors de la combustion d'un kilogramme d'oxygène est notée ΔH_{O_2} . Les gaz sont récoltés à l'aide d'une hotte calorimétrique située au-dessus du banc d'essai. La vitesse des gaz à l'intérieur de la hotte est estimée via 13 sondes Recknagel tubulaires disposées de manière à obtenir la vitesse moyenne des gaz dans le conduit. A partir de ces vitesses et de la mesure de température permettant d'obtenir la masse volumique, le débit massique est déduit. La mesure d'analyse de gaz (O_2 , CO_2 et CO) est réalisée au centre du conduit. Cette formule sera par la suite validée à l'aide d'une comparaison entre les deux méthodes d'estimation de la puissance libérée dans le cas de la façade incombustible. L'avantage de cette méthode réside dans le fait que la participation de la façade peut être déterminée après avoir identifié la puissance du foyer primaire.

Une comparaison du débit calorifique obtenue par chacune des méthodes est présentée sur la Figure 4.2-4. Le débit calorifique issu de la perte de masse moyennée est identique à la Figure 4.2-3 tandis que la puissance obtenue par analyse de gaz est moyennée sur les deux essais de façades incombustibles réalisés. Cette comparaison nous permet de valider l'estimation de la puissance libérée par le foyer via la hotte calorimétrique ainsi que la méthode de calcul. Les différences observées peuvent être dues, d'une part à l'efficacité de la combustion qui n'est pas prise en compte dans la mesure de la masse et d'autre part par la méthode d'estimation elle-même. En effet, une combustion incomplète peut engendrer des différences significatives comme cela a été montré dans l'étude du NIST sur les feux sous-ventilés [51]. Dans le cas de la combustion du bois, l'évaporation de l'eau contenue dans le bûcher peut contribuer à surestimer la perte de masse dans les premiers instants du feu comme cela est expliqué dans le Chapitre 2, section 2.2.1. Par la suite, on remarque que les deux estimations de la puissance libérée se rejoignent jusqu'à la chute du bûcher.

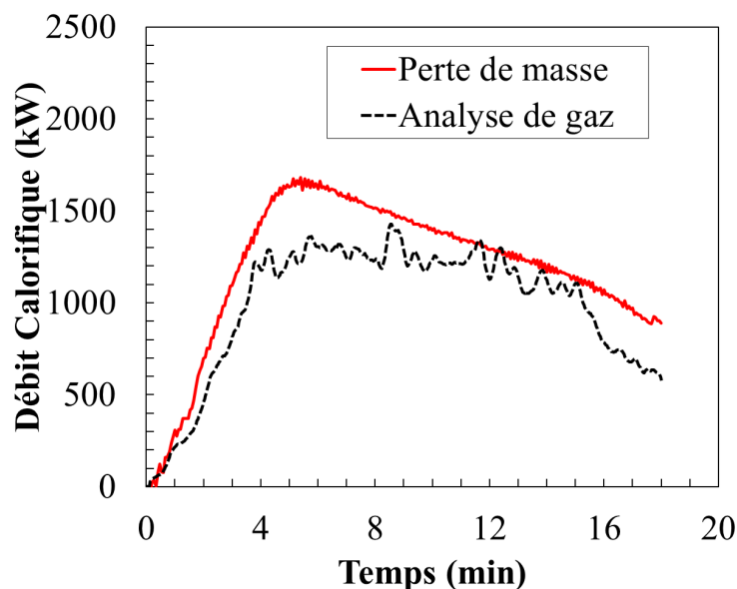


Figure 4.2-4: Comparaison du débit calorifique obtenu par mesure de la perte de masse et par analyse de gaz pour une façade inerte.

4.3 RESULTATS EXPERIMENTAUX – INFLUENCE DU TYPE DE BOIS

Dans cette partie, les résultats expérimentaux tels que le débit calorifique ou les températures en façade seront présentés afin de mettre en avant la participation de la façade combustible. Une comparaison des deux types de façades sera également présentée. De plus des observations visuelles réalisées après l'essai permettront d'argumenter les résultats obtenus.

4.3.1 DEBIT CALORIFIQUE

Les débits calorifiques obtenus pour les façades combustibles sont présentés sur la Figure 4.3-1. La puissance obtenue pour la façade inerte est également tracée afin de pouvoir comparer l'apport du bardage bois. Ces puissances ont été déterminées à l'aide de la hotte

calorimétrique comme cela a été expliqué précédemment. Comme on peut le constater sur cette figure, la participation de la façade est importante. L'apport calorifique est d'environ 500 kW sur presque toute la durée de l'essai. Le pic de puissance de la façade Bouleau se situe aux environs 2200 kW alors que celui de la façade Okoumé est légèrement plus bas (2000 kW). Cette comparaison met clairement en avant la participation d'une façade combustible. Il s'agit d'une donnée importante qui permet une comparaison précise avec les prédictions des simulations numériques. Cependant, cette méthode ne permet pas d'identifier les zones de la façade participant majoritairement à la propagation du feu. Pour cela, une analyse des températures en façade est nécessaire.

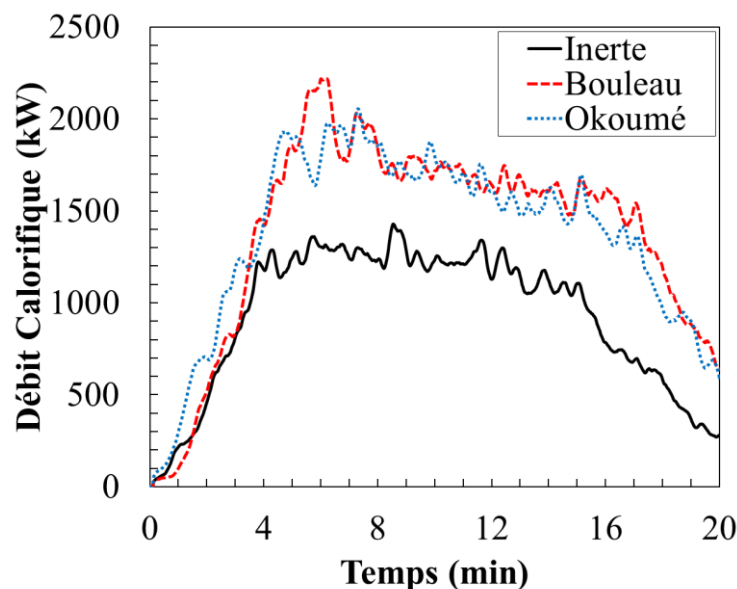


Figure 4.3-1: Comparaison des débits calorifiques obtenus pour les façades combustibles et la façade inerte.

4.3.2 TEMPERATURES EN FAÇADE

4.3.2.1 Températures à 2.5 cm de la paroi

La Figure 4.3-2 montre l'évolution temporelle de la température dans l'axe de l'ouverture pour différentes hauteurs. Les mesures réalisées pour les trois types de façade sont présentées afin de mettre en avant l'influence d'une façade combustible mais également les variations qui peuvent exister entre les différentes essences de bois existantes quant à la répartition de la propagation. Ces mesures sont concentrées au niveau de la façade afin de mettre en évidence les zones les plus impactées par la participation de la paroi. Ainsi, on remarque que sur les premières hauteurs de la façade, la combustion du bois n'est pas observable en termes de température. En effet, jusqu'au TC23 (inclus, voir Figure 4.1-1)), celles-ci sont quasiment identiques pour les trois spécimens. Ceci s'explique principalement par le fait que l'on se trouve dans la zone de flamme où la quantité de gaz combustibles issus de la combustion du bûcher est déjà très importante. On peut d'ailleurs constater que lorsque cette quantité est trop importante, l'efficacité de la combustion peut diminuer et engendrer des

températures légèrement inférieures. Cependant, à partir du TC28 (voir Figure 4.1-1), les différences de comportement des trois spécimens commencent à être observables. En effet, alors que la température de la façade inerte semble se stabiliser, la température des façades combustibles continuent d'augmenter du fait de la propagation verticale du front de flamme. Le pic de température intervient aux environ de la 4^{ème} minute pour chacune des façades. En revanche, la valeur de ce pic est très différente en fonction du type de façade. En l'occurrence, l'augmentation de la température est deux fois plus importante pour la façade en Bouleau que pour celle en Okoumé. Par exemple, au TC43 (voir figure V-1), point de mesure situé le plus haut sur la paroi, la température mesurée à cet instant pour l'Okoumé est de 600°C, celle du Bouleau est de presque 800°C quand celle de la façade inerte est légèrement inférieure à 400°C. Ainsi les températures semblent indiquer que la propagation de la flamme est bien plus importante sur la façade en Bouleau que sur la façade en Okoumé ce qui ne correspond pas aux estimations de débit calorifique. D'ailleurs, pour cette dernière, la propagation n'est que de courte durée, en effet, à partir de la 8^{ème} minute, les températures mesurées redescendent au niveau des températures de la façade inerte. Ces niveaux de température, inférieures à 600°C, indiquent que les flammes ne sont plus présentes à ces hauteurs. Cependant, la façade incandescente continue de participer au dégagement de chaleur, sans influencer la mesure de température mais en contribuant au débit calorifique.

Ainsi, à mi-parcours de l'essai, les températures ont pratiquement diminué de moitié, passant d'environ 800°C à 450°C pour la façade en Bouleau et de 600°C à un peu moins de 400°C pour la façade en Okoumé. Il est donc clair que la vitesse de combustion de la façade en Okoumé est plus faible que celle de la façade en Bouleau et par conséquent les quantités de gaz de pyrolyse libérées sont différentes. Ceci se répercute sur les températures mesurées sur la façade. Concernant les actions thermiques mesurées durant l'essai sur la façade inerte, celles-ci diminuent très peu tout au long de l'essai du fait de la non-contribution de la façade. Leur évolution temporelle est d'ailleurs très proche de celle du débit calorifique.

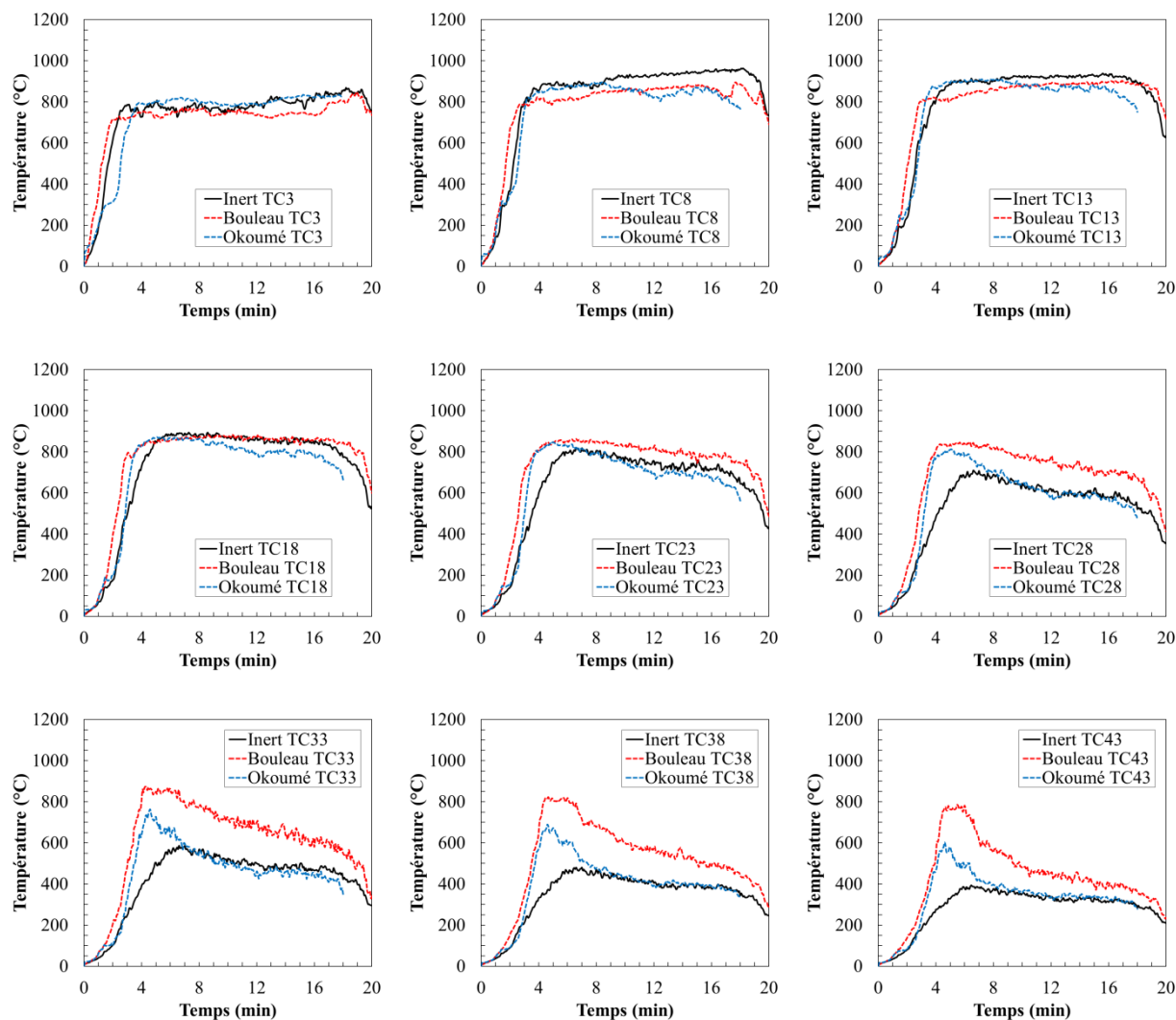


Figure 4.3-2 : Evolutions temporelles de la température à 2.5 cm de la façade pour chaque façade testée.

4.3.2.2 Températures à 30 cm de la paroi

Les températures mesurées loin de la façade permettent de vérifier l'influence de la participation de la façade sur l'épaisseur de la flamme ou plus généralement sur les actions thermiques que pourrait subir un objet situé à 30 cm de la façade. Les évolutions temporelles de la température à 30 cm de la façade pour les trois types de façades testées sont présentées sur la Figure 4.3-3. Le résultat est assez intéressant ; alors qu'on aurait pu s'attendre à une augmentation de l'épaisseur de la flamme, on remarque que les niveaux de température sont à peu près équivalents quel que soit le type de façade. Cela montre que l'épaisseur de la flamme reste constante à la sortie de l'ouverture (TC52). On note une température légèrement supérieure en partie haute dans le cas de la façade en Bouleau due à une hauteur de propagation des flammes plus importante. Dans le cas du foyer utilisé lors des essais, et quelle que soit la composition de la façade, lorsque la température est supérieure à 300°C, le risque de propagation à un objet combustible situé à 30 cm de la façade existe. Cependant, la

présence de flammes en partie haute du banc d'essai dans le cas des façades combustibles ne semble pas augmenter les actions thermiques à cette distance.

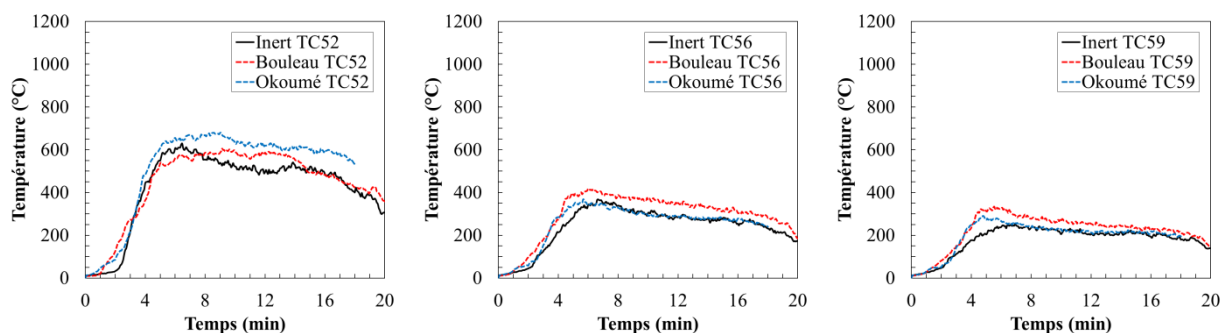


Figure 4.3-3 : Evolutions temporelles de la température à 30 cm de la façade pour chaque façade testée

4.3.2.3 Observation de la propagation

Des observations réalisées au cours de l'essai mais également à la fin de l'essai, une fois la façade éteinte après extinction de la façade, permettent d'analyser le comportement du feu le long de la façade.

La Figure 4.3-4 montre des clichés à la 5^{ème} minute des essais sur la façade inerte et sur la façade en Bouleau. Cet instant correspondant au pic de température, on peut observer la hauteur de flamme maximale atteinte. Ainsi, on remarque que la propagation le long de la façade combustible en Bouleau atteint le bord supérieur du banc d'essai. Des flammes dépassent du banc d'essai par instant.

En se basant sur les clichés présentés sur la Figure 4.3-5, on remarque que la hauteur de flamme observée est quasiment identique pour le test 2 (façade inerte) et le test 4 (façade Okoumé) aux environs de cette 8^{ème} minute. En croisant ces résultats avec la puissance libérée par la façade en Okoumé qui indique une participation, on peut supposer que la combustion de la façade est concentrée en partie basse de celle-ci, juste au-dessus de l'ouverture.



a) Façade inerte (Test 2)



b) Façade Bouleau (Test 3)

Figure 4.3-4: Photographies illustrant la propagation de la flamme sur la façade Bouleau – comparaison des hauteurs de flamme aux environs de la 5^{ème} minute.



a) Façade inerte (Test 2)



b) Façade Okoumé (Test 4)

Figure 4.3-5: Photographies illustrant la propagation de la flamme sur la façade Okoumé – comparaison des hauteurs de flamme aux environs de la 8^{ème} minute.

Afin d'illustrer la participation de chaque type de façade sur la propagation verticale, on peut observer les spécimens testés à la fin de l'essai. La Figure 4.3-6 présente les deux façades combustibles à la fin de l'essai après extinction du bûcher. On peut ainsi observer que la hauteur de propagation est bien plus importante dans le cas de la façade en Bouleau. Pour cette dernière, la propagation atteint le haut de la façade alors que pour l'Okoumé, le dernier panneau est à peine atteint (une grande partie des traces noires correspond à du dépôt de suie). On remarque une réelle symétrie de la flamme avec une carbonisation des panneaux de forme triangulaire. La propagation horizontale est quasiment inexistante pour les deux types de façade. La largeur de la trace laissée par la combustion de la façade n'est jamais supérieure à la largeur de l'ouverture. De plus, on remarque que la partie inférieure de la façade en Bouleau, juste au-dessus de l'ouverture a entièrement brûlée et est tombée, alors qu'elle est toujours en place sur la façade Okoumé bien qu'elle soit en quasi-totalité carbonisée.

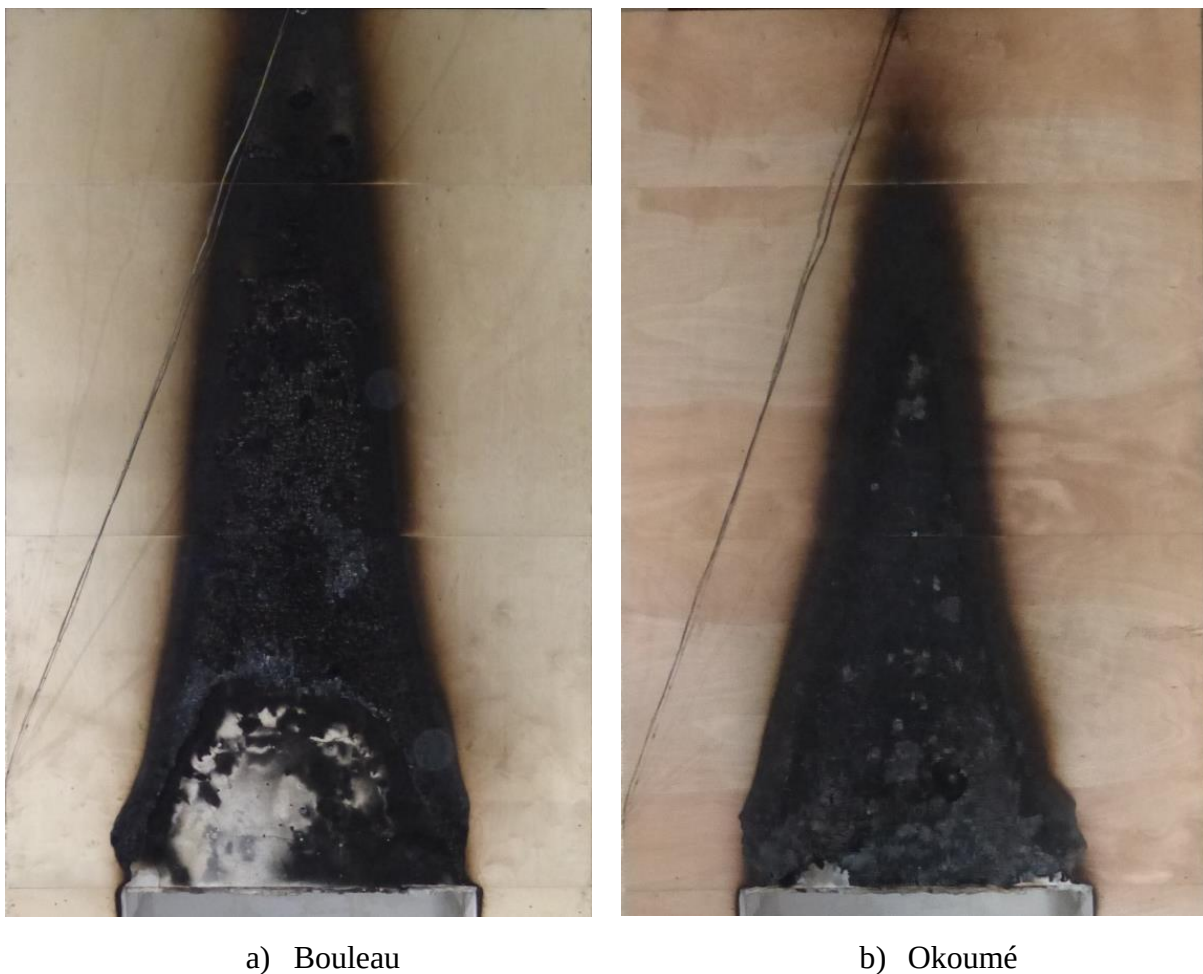


Figure 4.3-6 : Photographie des façades combustibles après essai

La Figure 4.3-7 montre l'évolution verticale de l'épaisseur de bois sain mesurée sur le bardage en Bouleau après essai. Comme attendu, la proportion de bois est plus importante en partie basse, près de l'ouverture, qu'en partie haute de la façade. On remarque cependant que l'évolution verticale est assez irrégulière. En effet, juste au-dessus et jusqu'à 0.8 m, la totalité du bardage bois a été consommée ou transformée en charbon. La flamme issue du foyer engendre les actions thermiques les plus importantes avec une exposition continue tout au

long de l'essai, ce qui explique qu'il s'agit de la zone la plus dégradée de la façade. De 0.8 m à 2.3 m, l'évolution verticale est assez régulière. Les actions thermiques sont moins intenses et la participation est donc moins importante. Au-dessus de 2.3 m, des écarts conséquents apparaissent. Il s'agit de la zone de flamme intermittente, ce qui peut expliquer cette irrégularité au niveau de la combustion de la façade. De plus, les actions thermiques sont beaucoup plus faibles à ces hauteurs comme l'indique la Figure 4.3-2.

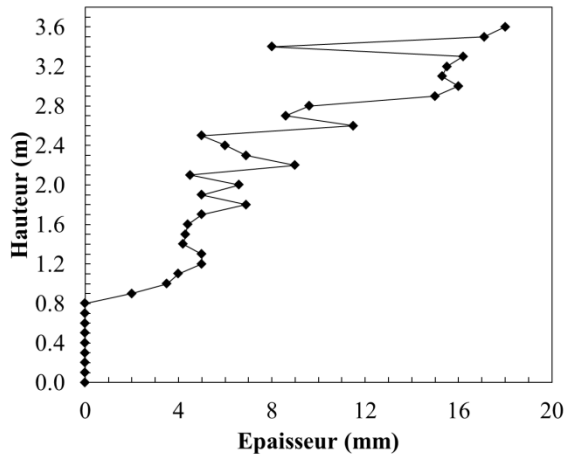


Figure 4.3-7 : Evolution verticale de l'épaisseur de bois sain en fonction de la hauteur – mesures effectuées après essai sur la plaque de contreplaqué en Bouleau.

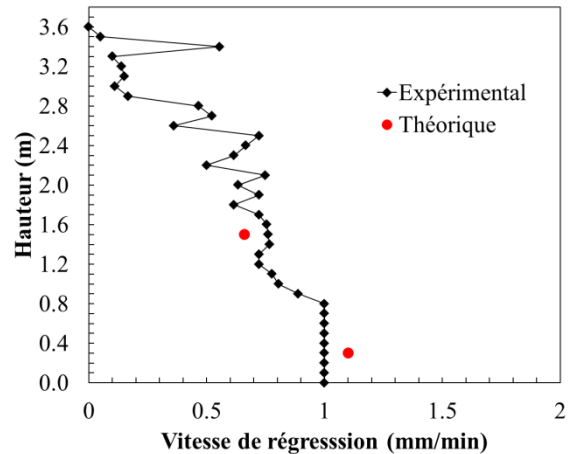


Figure 4.3-8 : Evolution verticale de la vitesse de régression (façade Bouleau).

A partir des mesures expérimentales de l'épaisseur de bois sain présenté sur la Figure 4.3-7, il est possible d'obtenir la vitesse de régression moyenne du contreplaqué en fonction de la hauteur. Ainsi, pour le cas du Bouleau, l'évolution verticale de cette vitesse est présentée sur la Figure 4.3-8. Bien entendu, lorsque la totalité du bois a été consommée, il n'est pas possible d'obtenir une valeur précise, en revanche, on peut dire que cette vitesse est supérieure à 1.0 mm/min (la durée de l'essai est de 18 minutes et l'épaisseur du contreplaqué est de 17 mm). Afin de vérifier les estimations expérimentales, une comparaison avec les valeurs de la littérature a été effectuée. D'après Drysdale [56], la vitesse de régression (R_w) du bois peut être déterminée en fonction du flux reçu par la paroi (I) comme suit :

$$R_w = 2.2 \times 10^{-2} I \quad (4.5)$$

Les flux ont été mesurés durant les essais 1 et 2 (façade inerte) à 0.3 m et 1.5 m au-dessus du linteau comme indiqué sur la Figure 4.1-1. Les valeurs moyennées sur la durée de l'essai sont respectivement d'environ 30 kW/m² et 50 kW/m². Ainsi, à partir de ces valeurs, les vitesses de régression théoriques sont de 1.1 mm/min et 0.66 mm/min. Celles-ci sont présentées sur la Figure 4.3-8. Il est intéressant de voir que ces valeurs théoriques sont assez proches des valeurs obtenues expérimentalement.

4.4 MODÉLISATIONS NUMÉRIQUES

4.4.1 MODELISATION DE LA PYROLYSE DU BOIS

La pyrolyse est une réaction chimique de décomposition d'un corps organique sous l'action de la chaleur et sans autres réactifs. Cette transformation, distincte de la combustion qui fait intervenir un comburant comme l'oxygène, crée de nouveaux produits suite à un réarrangement atomique ou moléculaire. La pyrolyse permet d'obtenir différents hydrocarbures solides (charbon de bois ou biochar), liquides ou gazeux. Cette réaction est donc utilisée pour transformer la biomasse en sources d'énergies plus facilement utilisables.

Dans le code de calcul FDS, un modèle permettant d'intégrer la dégradation des matériaux en fonction de la température est disponible. Plusieurs hypothèses sont mises en place :

- La libération instantanée des espèces de gaz,
- L'équilibre thermique local entre les composants solides et gazeux,
- Pas de condensation de produits gazeux,
- Pas d'effet de porosité,

Chaque composant du matériau peut subir plusieurs réactions concurrentes, et chacune de ces réactions peut produire un autre composant solide (résidu) et des espèces gazeuses en fonction des coefficients de rendement indiqués.

La densité locale d'un matériau α constitutif du matériau global a une évolution temporelle respectant la conservation des espèces en phase solide :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_s(0)} \right) = \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} r_{\alpha\beta} + S_{\alpha} \quad (4.6)$$

Où :

- $N_{r,\alpha}$ est le nombre de réactions pour le matériau α ,
- $r_{\alpha\beta}$ est le taux de réaction de la réaction β en s^{-1} ,
- $\rho_{s,\alpha}$ et $\rho_s(0)$ sont respectivement la masse volumique de chaque matériau constitutif et la masse volumique initiale totale,
- S_{α} est le taux de production du matériau α issu de la réaction des autres matériaux.

Les taux de réaction ($r_{\alpha\beta}$) sont des fonctions des conditions de phase solide et gazeuse et sont calculés comme une combinaison de fonctions d'Arrhenius et de puissance :

$$r_{\alpha\beta} = \left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_s(0)} \right)^{n_{s,\alpha\beta}} A_{\alpha\beta} \left(-\frac{E_{\alpha\beta}}{RT_s} \right) [X_{O_2}(x)]^{n_{O_2,\alpha\beta}} \max[0, S_{thr,\alpha,\beta}(T_s - T_{thr,\alpha\beta})]^{n_{t,\alpha\beta}} \quad (4.7)$$

Le premier terme $\left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_s(0)}\right)^{n_{s,\alpha\beta}}$ décrit la dépendance du taux de réaction à la concentration du réactif, avec $n_{s,\alpha\beta}$ étant l'ordre de réaction partiel.

Le second terme $A_{\alpha\beta} \left(-\frac{E_{\alpha\beta}}{RT_s}\right)$ est la fonction d'Arrhenius qui est couramment utilisée pour décrire la cinétique de réaction, à savoir la dépendance du taux de réaction à la température de la matière. Les coefficients $A_{\alpha\beta}$ et $E_{\alpha\beta}$ sont respectivement le facteur pré-exponentiel d'Arrhenius et l'énergie d'activation.

Le troisième terme $[X_{O_2}(x)]^{n_{O_2,\alpha\beta}}$ peut être utilisé pour décrire la dépendance à concentration d'oxygène local $X_{O_2}(x)$ et l'ordre de réaction hétérogène $n_{O_2,\alpha\beta}$. Le profil de concentration en oxygène à l'intérieur du matériau dépend de la compétition entre la diffusion et la consommation de réactifs.

Comme FDS ne résout pas le transport des espèces gazeuses dans les matériaux de phase condensée, un profil exponentiel simple est proposé et l'utilisateur doit spécifier la profondeur caractéristique à laquelle l'oxygène serait présent. La fraction volumique locale d'oxygène à la profondeur x est calculée à partir de la fraction volumique d'oxygène de la phase gazeuse, c'est-à-dire de la première cellule de la grille ($X_{O_2,g}$) comme suit :

$$X_{O_2}(x) = X_{O_2,g} \exp\left(-\frac{x}{L_{g,\alpha\beta}}\right) \quad (4.8)$$

Où $L_{g,\alpha\beta}$ est la profondeur caractéristique de diffusion de l'oxygène. Par exemple, définir $L_{g,\alpha\beta} = 0$ signifie que la réaction a lieu seulement à la surface du matériau.

Le quatrième terme $\max[0, S_{thr,\alpha\beta}(T_s - T_{thr,\alpha\beta})]^{n_{t,\alpha\beta}}$ est la fonction de puissance où $T_{thr,\alpha\beta}$ est une température de seuil qui peut être utilisée pour imposer que la réaction ne doit pas se produire au-dessous ($S_{thr,\alpha\beta} = +1$) ou au-dessus ($S_{thr,\alpha\beta} = -1$) de la température spécifiée par l'utilisateur. Par défaut, le quatrième terme est désactivé ($S_{thr,\alpha\beta} = 1$ et $T_{thr,\alpha\beta} = 0$).

Il est à noter que l'équation de conservation des espèces solides (4.6) et l'équation du taux de réaction (4.7) sont incompatibles avec la pratique courante de la convention de cinétique chimique, où l'unité de la vitesse de réaction est généralement $kg/(m^3.s)$ ou $mol/(m^3.s)$.

Le terme de production S_α est la somme de toutes les réactions dans lesquelles le résidu solide est le matériau α :

$$S_\alpha = \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha'}} v_{\gamma,\alpha'\beta} r_{\alpha'\beta} \quad (\text{Résidu}_{\alpha'\beta} = \text{Matériau}_\alpha) \quad (4.9)$$

Où $v_{\gamma,\alpha\beta}$ est le rendement du composant α de la réaction β du composant α' . Le taux de chacune des espèces de gaz de production volumétrique, γ est :

$$\dot{m}_{\gamma}''' = \rho_s(0) \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} v_{\gamma,\alpha\beta} r_{\alpha\beta} \quad (4.10)$$

Il est supposé que les gaz sont transportés instantanément à la surface, où les flux massiques sont donnés par :

$$\dot{m}_{\gamma}''' = \int_0^L \dot{m}_{\gamma}''(x) dx \quad (4.11)$$

Où L est l'épaisseur du solide. Le terme source chimique dans l'équation de conduction est :

$$\dot{q}_{s,c}'''(x) = -\rho_s(0) \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} r_{\alpha\beta}(x) H_{r,\alpha\beta} \quad (4.12)$$

Où $H_{r,\alpha\beta}$ est la chaleur de combustion.

Cette partie se concentre sur la combustion d'une paroi combustible en contreplaqué bois. Comme on a pu le voir en décrivant ci-dessus le modèle utilisé dans le code de calcul pour prendre en compte la participation de la façade, un grand nombre de données sur le bois est nécessaire à la modélisation de la pyrolyse. Dans la littérature, notamment dans les travaux de Fateh [57] sur la pyrolyse du contreplaqué à l'échelle du cône calorimètre, beaucoup de ces données sont disponibles et peuvent servir de point de départ à l'étude numérique. Cependant, certaines ont été déterminées au sein du laboratoire du CSTB comme par exemple la chaleur de combustion.

Avant de développer la partie sur les données d'entrée, certaines définitions sont nécessaires à la compréhension de la modélisation de la pyrolyse :

L'énergie d'activation permet à la réaction de se produire. La différence entre l'énergie d'activation et l'énergie libérée par la réaction correspond à la chaleur de réaction. Pour une réaction exothermique, cette énergie est négative. Pour une réaction endothermique, les produits ont davantage d'énergie que les réactifs. La chaleur de réaction est positive.

Dans toute réaction chimique, l'état énergétique des produits est différent de celui des réactifs. Il y aura donc absorption ou dégagement d'énergie lors de la transformation des réactifs en produits. Lorsqu'il s'agit d'énergie thermique, on dit que la réaction est soit exothermique (dégagement de chaleur), soit endothermique (absorption de chaleur).

Une réaction exothermique est une réaction qui produit de la chaleur. Dans une réaction chimique exothermique, l'énergie dégagée par la formation de liaisons dans les produits est supérieure à l'énergie requise pour briser les liaisons dans les réactifs.

Une réaction endothermique est une réaction chimique ou un processus physique, qui est accompagné d'une absorption de chaleur. C'est l'opposé d'une réaction ou d'un processus

exothermique. L'énergie requise pour briser les liaisons dans les réactifs est supérieure à l'énergie dégagée par la formation de liaisons dans les produits.

L'étude de ces échanges d'énergie thermique au cours des réactions chimiques constitue la thermochimie. La chaleur de réaction est proportionnelle à la quantité de substance mise en œuvre et dépend des conditions dans lesquelles la réaction s'effectue. On devra donc préciser ces paramètres dans la définition de la chaleur de réaction : la chaleur de réaction est la quantité de chaleur absorbée ou dégagée par la réaction pour la transformation complète des réactifs en produits, en quantité correspondant au coefficient stœchiométrique du composé d'intérêt principal, lorsque la réaction est effectuée à la température ordinaire.

La combustion du bois comprend deux processus distincts débutant par la décomposition thermique de la phase solide en produits volatils (combustible ou non-combustible) et non volatils (char,...), et se poursuivant par des réactions d'oxydation des produits volatils en phase gazeuse proche de la surface ou au-dessus. Si ce deuxième processus de combustion du bois est généralement correctement pris en compte par le code de calcul, la décomposition thermique de la phase solide est quant à elle plus délicate. En effet, l'estimation de la quantité de gaz combustibles issus de la pyrolyse n'est pas aisée. Dans ces travaux, Nolan [58] propose une combinaison de valeurs pour l'énergie d'activation et le facteur pré-exponentiel pour la combustion du bois valable dans le cas d'un modèle global à une étape et une réaction. L'énergie d'activation est généralement égale à 125.4 kJ.mol⁻¹, tandis que le facteur pré-exponentiel est compris entre 6x10⁷ et 7x10⁸ s⁻¹. A partir de ces données, une étude sur l'identification des paramètres d'entrée, les plus influents, a été réalisée en quatre étapes :

- Influence de la chaleur de combustion qui est un paramètre important comme on a pu le voir dans les études précédentes.
- Influence de l'énergie d'activation et du facteur pré-exponentiel : en utilisant plusieurs valeurs issues de la littérature.
- Influence de la température seuil qui peut être assimilée à une température d'ignition.
- Influence de la chaleur de réaction.

4.4.2 DONNEES D'ENTREE DE LA MODELISATION POUR LA MODELISATION NUMERIQUE

Les simulations réalisées dans ce chapitre sont basées sur la configuration présentée au-dessus. Les géométries du compartiment et de la façade ont été respectées. Les caractéristiques thermiques à froid du béton cellulaire ont été utilisées comme conditions aux parois de la chambre à feu.

Le foyer primaire situé à l'intérieur du compartiment est modélisé par un bloc cubique de 800 mm de côté correspondant aux dimensions du bûcher expérimental. La perte de masse (Figure 4.4-1) est ensuite prescrite sur les deux tiers de la hauteur des faces latérales est sur la

totalité de la face supérieure comme indiqué sur la Figure 4.4-2. Le tiers inférieur est laissé libre afin de représenter la zone d'entraînement d'air frais dans le bûcher. En effet, lors des essais, les observations ont montré que l'intégralité de la surface du bûcher ne participait pas à la combustion. Cette modélisation semble être le meilleur compromis afin de respecter au mieux les conditions de l'essai. La chaleur de combustion est prise également à 18.25MJ/kg comme lors de l'estimation de la puissance par pesée. Cette valeur a été obtenue à partir d'essais réalisés à la bombe calorimétrique en laboratoire sur des échantillons du bûcher. La réaction globale associée à la combustion du bois est identique à celle du chapitre précédent.

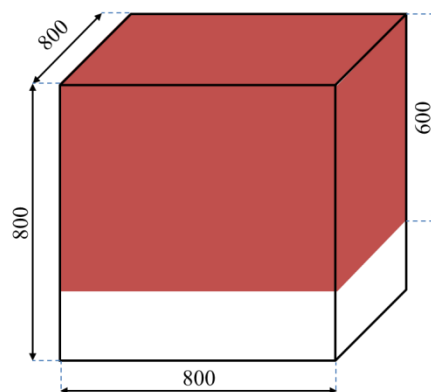
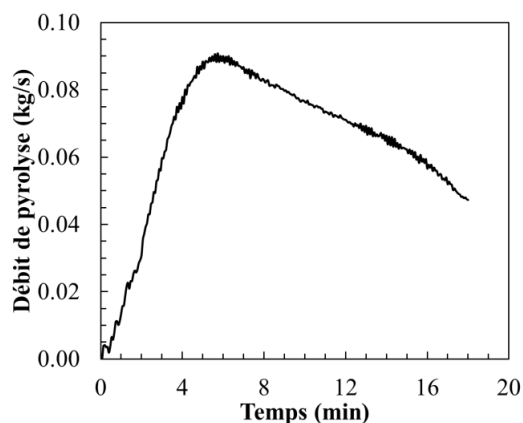


Figure 4.4-1 : Débit de pyrolyse expérimental Figure 4.4-2 : Modélisation du bûcher prescrit au niveau du foyer

Dans un premier temps, seule la façade en Bouleau a été modélisée dans cette partie. La masse volumique et la chaleur de combustion de cette essence de bois sont précisées dans le Tableau 4.1-1. La chaleur spécifique et la conductivité thermique utilisées lors de la modélisation correspondent aux valeurs de l'Eurocode 5 [59]. Les évolutions en fonction de la température de ces deux grandeurs sont présentées sur la Figure 4.4-3.

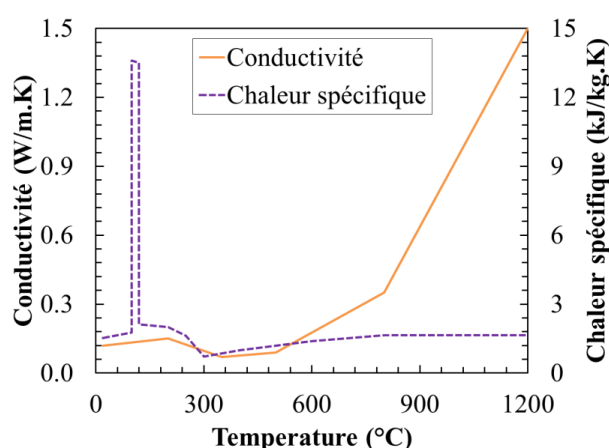


Figure 4.4-3: Relation température-conductivité et température-chaleur spécifique pour le bois et le charbon issue de l'Eurocode 5.

La formule chimique utilisée est identique pour la façade et le bûcher, même si le bois constituant le bûcher est différent du bois de la façade. D'ailleurs, une seule réaction chimique

est considérée pour la combustion de la façade. Etant donné que les résultats de la bombe calorimètre ont mis en évidence que les chaleurs de combustion de ces deux bois étaient très proches, la même valeur est utilisée afin de simplifier la modélisation et surtout la prise en compte des deux combustibles. Leur comportement dans la zone fluide sera donc identique.

Le bois anhydre s'enflamme aux alentours de 275°C. Mais, pour un même bois, le temps et la température d'inflammation dépendent de sa masse volumique, de son taux d'humidité et de la taille des particules du bois [60][61]. Cette valeur pourra être appliquée en tant que température « seuil » dans le modèle de pyrolyse afin d'éviter un dégagement de gaz de combustion à des températures inférieures à la température d'inflammation comme c'est généralement le cas avec ce type de modèle du fait de la composante exponentielle dépendante de la température de surface dans l'équation du taux de réaction (Equation 4.7). Les valeurs initiales introduites dans le modèle de pyrolyse du code de calcul sont présentées dans le Tableau 4.4-1 [39]. Parmi ces valeurs, certaines sont proposées par défauts par FDS pour la combustion du bois (facteur pré-exponentiel, énergie d'activation, ordre de la réaction, fraction de charbon et de combustion, chaleur de réaction et émissivité) et d'autres proviennent des résultats expérimentaux réalisés dans le cadre de cette étude (fraction d'eau, chaleur de combustion et masse volumique). C'est le cas du facteur pré-exponentiel et de l'énergie d'activation.

Tableau 4.4-1 : Valeurs initiales pour le modèle de pyrolyse proposée par FDS pour la combustion du bois

Paramètres	Bois	Charbon
Facteur pré-exponentiel (1/s)	1.89×10^{10}	-
Energie d'activation (J/mol)	1.51×10^5	-
Ordre de la réaction	3.12	-
Fraction de charbon	0.20	-
Fraction de combustible	0.80	-
Fraction d'eau	0.18	-
Chaleur de réaction (kJ/kg)	430	-
Chaleur de combustion (kJ/kg)	18250	-
Emissivité	0.85	0.95
Masse volumique (kg/m ³)	678	180
Fraction massique initiale (kg/kg)	1	0

4.5 COMPARAISON DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DES PREDICTIONS NUMERIQUES

Dans la littérature, un grand nombre de valeur existe pour le couple E (énergie d'activation)/A (facteur pré-exponentiel) pour la combustion du bois. Bien entendu, ces valeurs varient en fonction de la nature du bois, mais ces données sont souvent peu fiables lorsqu'on cherche à déterminer la dégradation des matériaux à échelle réelle. Cependant, elle représente un bon point de départ pour les simulations réalisées dans cette étude. Ainsi, l'objectif est de déterminer un couple E/A correspondant au matériau constitutif de la façade. Les paramètres de référence sont ceux proposés par FDS pour la combustion du bois, mais une comparaison avec les valeurs proposées par Nolan [58] sera également effectuée afin de compléter les résultats.

Pour connaître l'influence de chacun des paramètres sur les résultats numériques, une étude de sensibilité a été menée afin de permettre d'identifier le couple E/A le plus adéquate, que ce soit au niveau des prédictions des températures ou de la puissance libérée par la participation de la façade. La hauteur de propagation numérique sera également comparée aux observations expérimentales effectuées à la fin de chaque essai. Ces différents cas (numérotés de **a** à **g**) modélisés sont présentés dans le Tableau 4.5-1.

Tableau 4.5-1 : Données d'entrée pour le modèle de pyrolyse

Simulation	A [s ⁻¹]	E [J/mol]	Ordre de la réaction
Nolan [58]	1.00×10 ⁸	1.25×10 ⁵	1.00
a	1.89×10 ⁹	1.51×10 ⁵	3.12
b	1.89×10 ⁸	1.51×10 ⁵	3.12
c	1.89×10 ¹⁰	1.51×10 ⁵	3.12
d	1.89×10 ¹⁰	1.70×10 ⁵	3.12
e	1.89×10 ¹⁰	1.51×10 ⁵	1.00
f	1.89×10 ¹⁰	1.51×10 ⁵	5.00
g	1.89×10 ¹⁰	1.43×10 ⁵	3.12

4.5.1 DEBIT CALORIFIQUE

L'influence des paramètres d'entrée du modèle de pyrolyse du code de calcul sur la puissance libérée par la combustion de la façade est étudiée dans cette partie. La Figure 4.5-1 montre l'évolution des prédictions numériques de la puissance totale. La part produite par le foyer et celle produite par la façade sont confondues.

En observant les résultats numériques, on remarque que le comportement de la loi d'Arrhenius est respecté par le code de calcul. En effet, comme cela est montré dans les travaux de Fateh [57], l'augmentation du facteur pré-exponentiel (A) entraîne une augmentation du pic de puissance mais dans une gamme de température réduite. En d'autres termes, lorsque le facteur pré-exponentiel augmente, la durée de la participation de la façade est moins importante.

Alors que lorsqu'on augmente l'énergie d'activation, c'est l'effet inverse qui se produit. La puissance libérée par la façade est moins importante et le temps de participation plus important. Ainsi, on remarque parfaitement que l'influence de ces paramètres est totalement respectée.

Par exemple, lorsqu'on passe du cas **b** au cas **c**, le facteur pré-exponentiel est multiplié par 100, ce qui engendre une augmentation considérable de la puissance maximale. Inversement, lorsqu'on passe du cas **g** au cas **d**, l'énergie d'activation augmente, ce qui entraîne une diminution de la puissance maximale. Il est également intéressant de noter que pour chacun des cas, en intégrant sur toute la durée de la combustion, l'énergie totale est quasiment identique.

Au final, deux cas simulés se rapprochent de la valeur expérimentale de la puissance. Il s'agit des cas **b** et **d**.

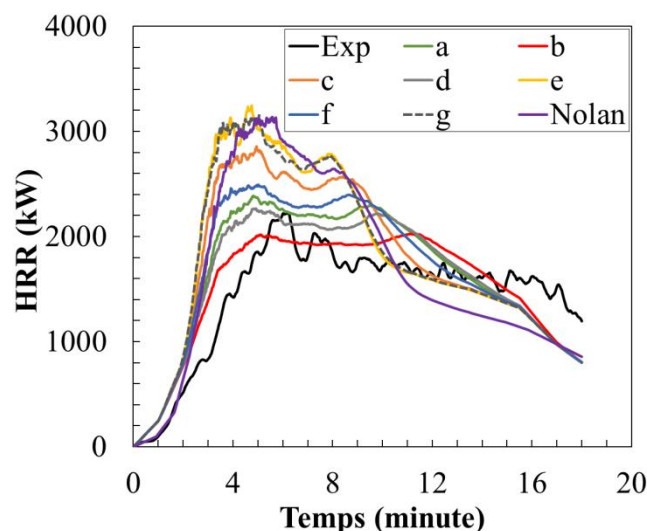


Figure 4.5-1: Comparaison du débit calorifique expérimental et des prédictions numériques – façade en Bouleau

4.5.2 TEMPERATURE DU GAZ ENVIRONNENT

Sur la Figure 4.5-2, les profils expérimentaux de la température du gaz environnement sont comparés aux prédictions numériques pour chacun des cas présentés dans le tableau. Les niveaux de températures sont très peu influencés par les paramètres d'entrée du modèle de pyrolyse. Les prédictions numériques peuvent être séparées en deux catégories. En effet, les températures du TC8 au TC23 ne sont clairement pas influencées par la variation des

paramètres d'entrée. Les températures sont identiques quel que soit le jeu de paramètres utilisés. Ceci est principalement dû à la position basse dans la zone de la flamme issue du foyer primaire, ainsi, les flammes issues de la façade n'augmentent pas le niveau de température. On peut également mettre en avant la très bonne prédiction des températures pour ces hauteurs. Cependant c'était également le cas lors de la vérification de la capacité du code à modéliser les flammes extérieures le long d'une façade incombustible (dans la même zone proche paroi). L'absence de protection par la couche carbonée engendre une surestimation de la façade en partie haute de la façade où les actions thermiques sont plus faibles qu'en partie basse.

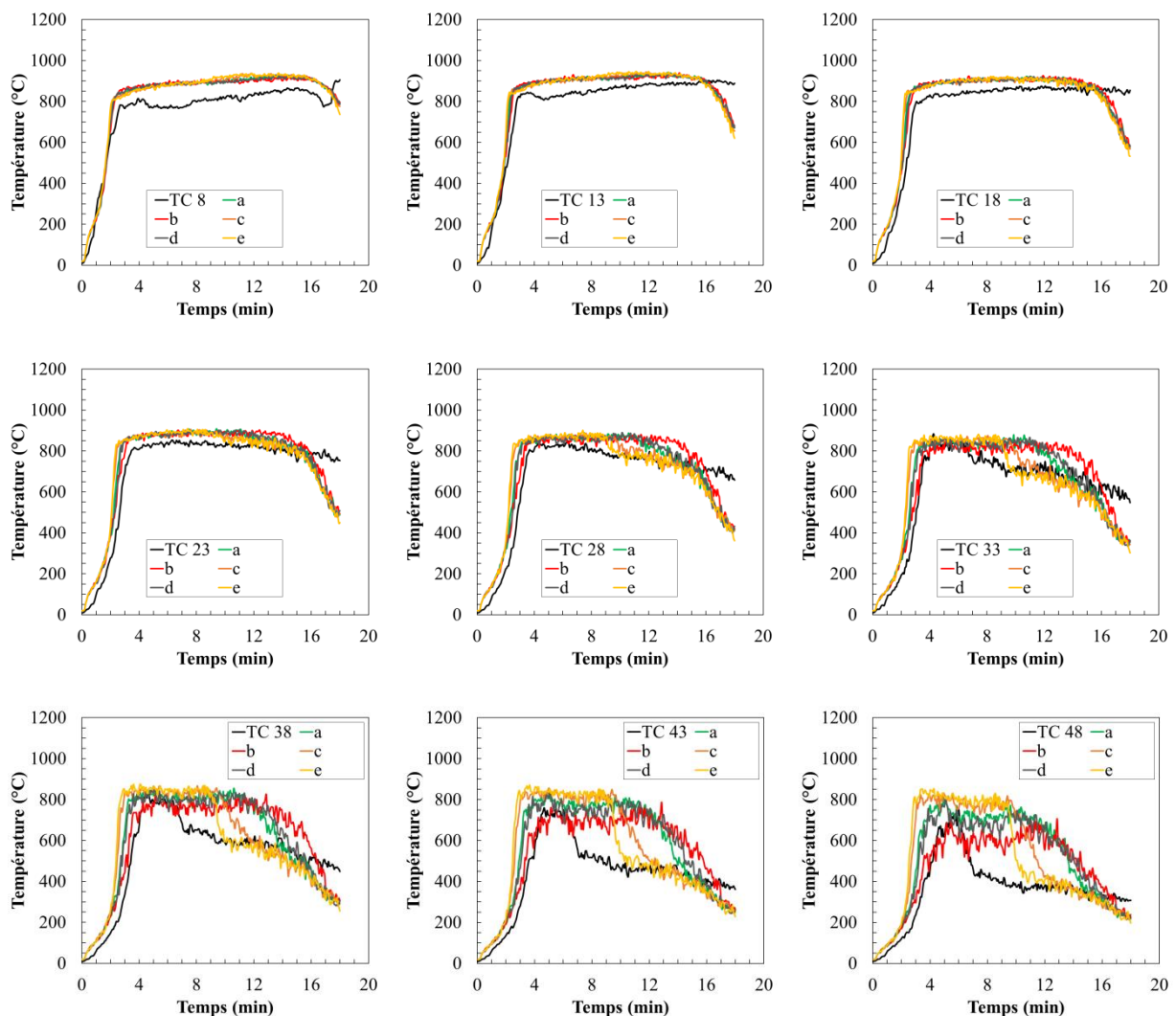


Figure 4.5-2 : Comparaison des profils de température obtenus pour les différents cas modélisés – façade en Bouleau

Sur la Figure 4.5-3, on peut observer l'épaisseur résiduelle en fin d'essai obtenue expérimentalement et numériquement pour les cas a, b, c et d. A partir de cette donnée, on peut déduire la hauteur et la largeur de propagation du feu sur la façade. Attention, il faut tenir compte du fait que cette valeur correspond à l'épaisseur de bois sain ajoutée à l'épaisseur résiduelle de charbon. Ainsi, en partie basse, près de l'ouverture, l'épaisseur peut

correspondre uniquement à du charbon, ce qui serait en adéquation avec les observations expérimentales. Car bien que cela ne soit pas visible sur l'illustration, cette zone était entièrement recouverte de charbon durant l'essai, mais des chutes de débris et la dégradation de la paroi due à la méthode d'extinction ont nettoyé cette zone. Les observations expérimentales sont comparées aux résultats numériques. La largeur de propagation est assez bien prédite et correspond à la largeur de l'ouverture dans tous les cas. En revanche, les différences de hauteurs de propagation sont plus importantes. Expérimentalement, le feu s'est propagé jusqu'à la limite supérieure de la façade, même si cette zone a été faiblement impactée et qu'une grande quantité de suie se soit déposée également.

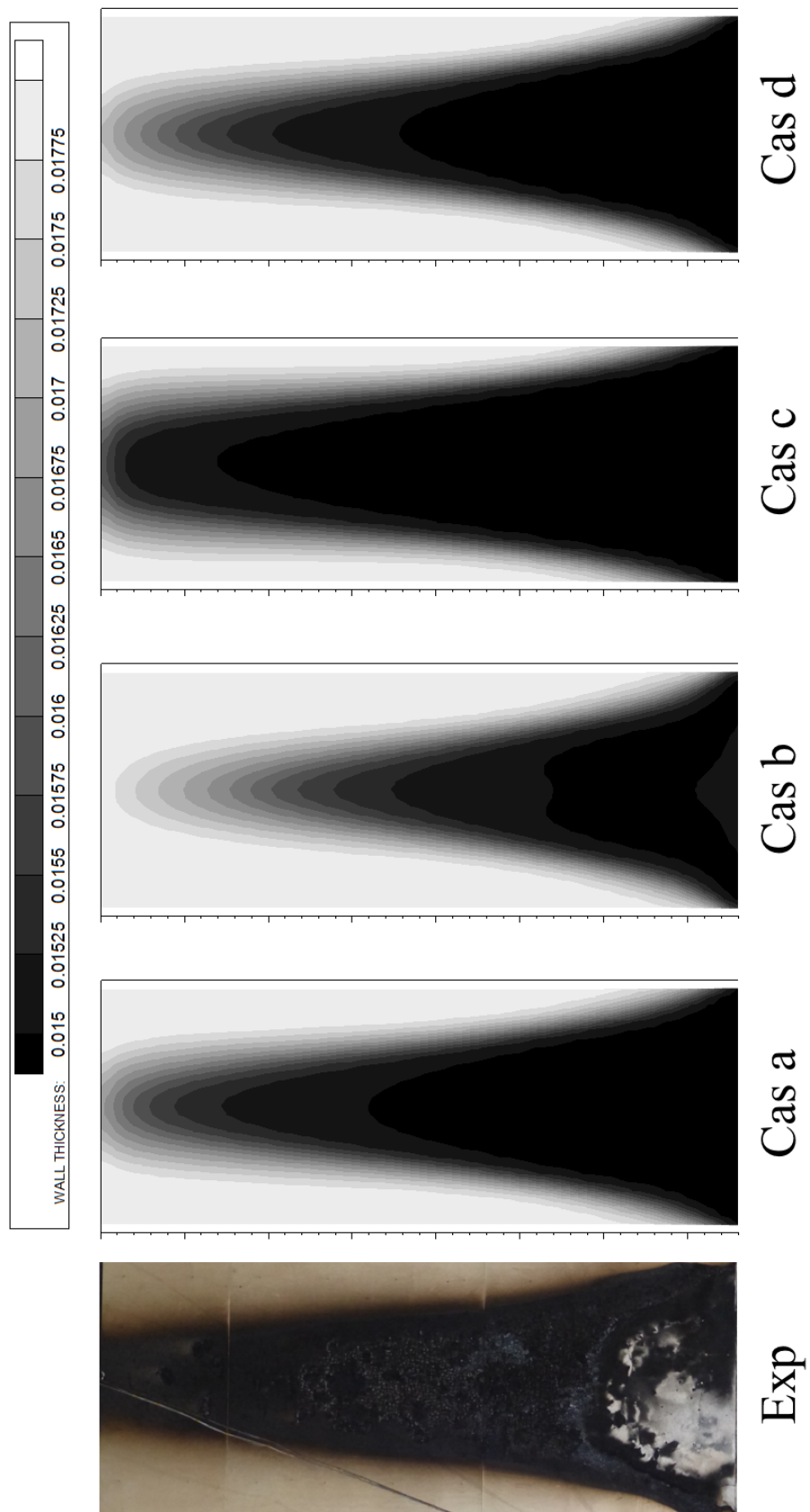


Figure 4.5-3 : Epaisseur restante du spécimen testé à la fin de l'essai – Bois sain + charbon

4.5.3 MODELISATION DE LA FAÇADE OKOUME

Expérimentalement, on a pu voir que le comportement des deux bardages en bois n'était pas identique. La hauteur de propagation et donc l'évolution verticale de la température différait assez largement, notamment en partie haute. Il est donc intéressant de vérifier si le code de calcul peut également prévoir ces différences. C'est pourquoi cette partie est consacrée à la modélisation du test 3 qui correspond à l'essai sur la façade en Okoumé.

Les propriétés thermophysiques utilisées pour la modélisation sont quasiment identiques. La conductivité thermique et la chaleur spécifique restent inchangées. En revanche, la chaleur de combustion diminue légèrement et est fixée à 18.0 MJ/kg, alors que la masse volumique est fixée à 527 kg/m³ comme précisé dans le Tableau 4.1-1. Les paramètres d'entrée du modèle de pyrolyse sont équivalents au cas b dans le Tableau 4.5-1.

Tableau 4.5-1

La Figure 4.5-4 présente l'évolution du débit calorifique total estimé par le code de calcul. Celui-ci est comparé à la puissance obtenue expérimentalement pour le bardage en Okoumé. Comme on peut le voir, sur la figure, le débit calorifique est correctement prédit, de même que pour le bardage en Bouleau. Les puissances obtenues expérimentalement étaient également très proches pour les deux types de bois.

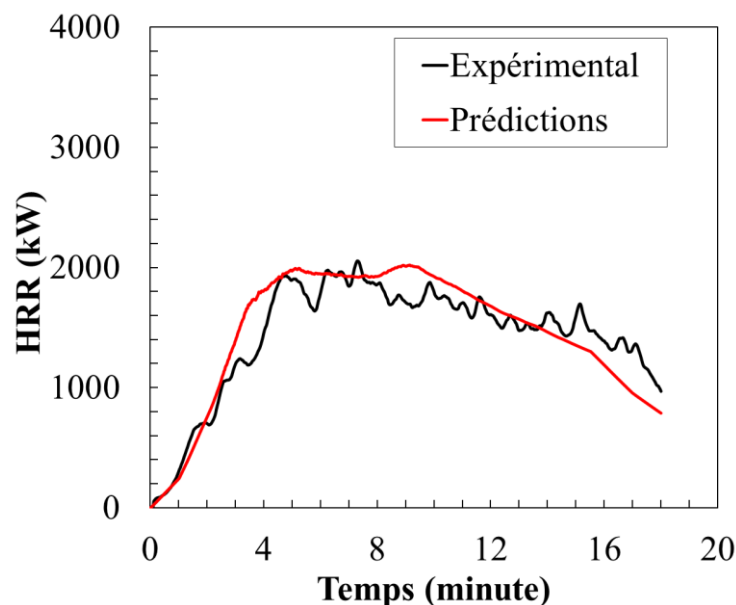


Figure 4.5-4: Comparaison du débit calorifique expérimental et des prédictions numériques pour la façade en Okoumé.

Sur la Figure 4.5-5 sont présentées les températures obtenues à 2 cm de la façade. Les estimations numériques sont comparées aux données expérimentales. Comme pour le cas de la façade en Bouleau, les prédictions en partie basse, au-dessus de l'ouverture jusqu'à TC18, sont très proches des mesures. Les températures de la zone de flamme continue sont donc assez simples à estimer étant donné que les niveaux de températures sont identiques quel que

soit le types de revêtement. En effet, comme on a pu le voir, les températures expérimentales pour la paroi inerte et les bardages combustibles étaient sensiblement identiques.

En partie haute, à partir de TC23, alors qu'expérimentalement, la température commence à diminuer, les prédictions numériques stagnent aux alentours de 800°C comme cela a été observé pour dans les simulations du bardage en Bouleau. On peut ainsi constater ici que la différence de masse volumique n'engendre pas des différences importantes. Cependant, les différences expérimentales pourraient être expliquées pas par la méthode de fabrication du contreplaqué. En effet, le nombre de couche ainsi que le type de colle utilisé pour la confection différent et influent sur le comportement du bardage vis-à-vis de la propagation. Ces détails ne sont pas pris en compte par le code de calcul qui considère un matériau homogène.

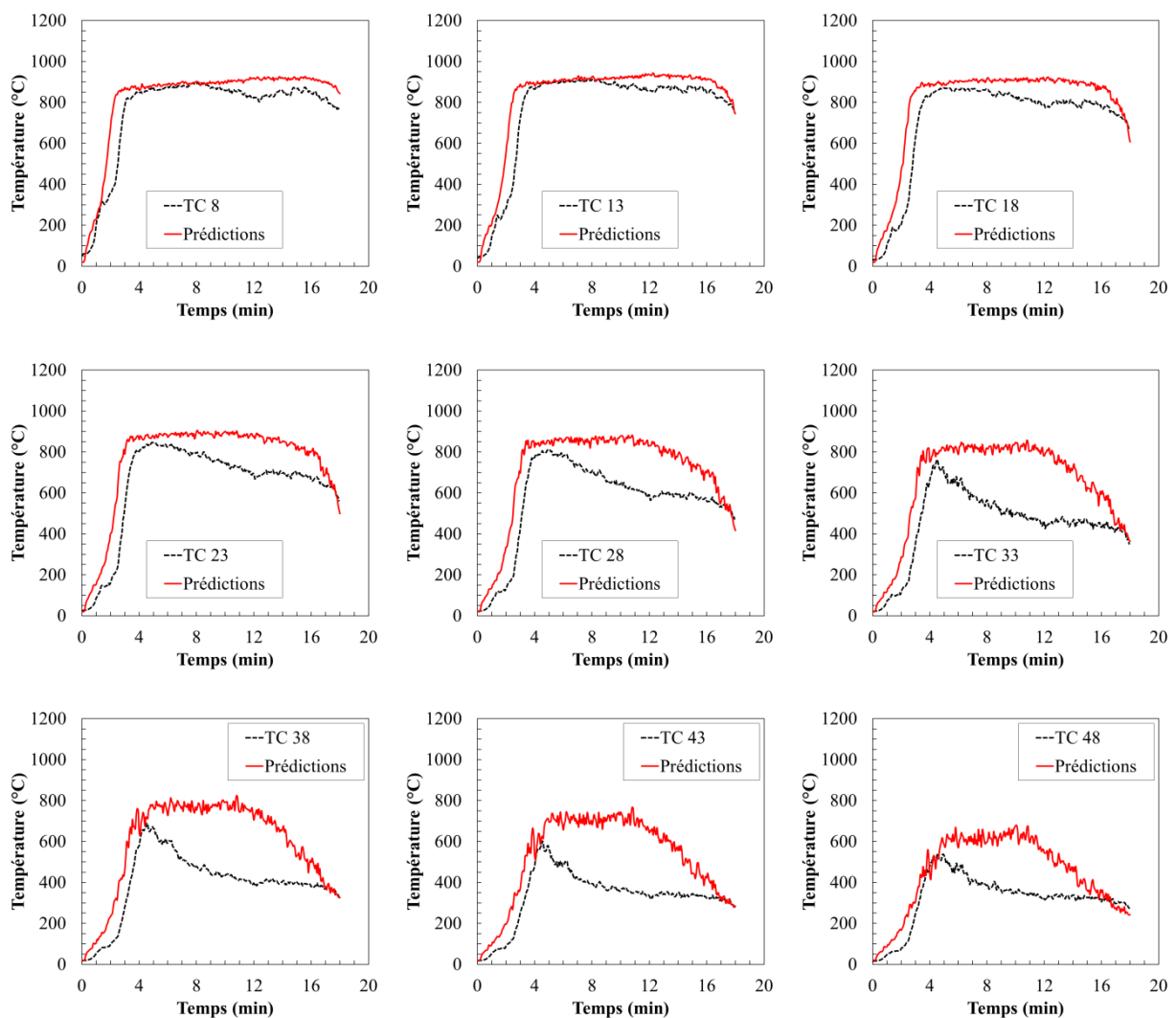


Figure 4.5-5 : Comparaison des profils de température obtenus expérimentalement et numériquement pour la façade en Okoumé

4.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre a été abordée l'influence d'une paroi combustible sur la propagation du feu. Une configuration élémentaire académique a été mise en place afin d'étudier les phénomènes de propagation du feu sur ce type de façade. Deux essences de bois ont été testées afin d'obtenir une base de données plus conséquente et un grand nombre de mesures a été effectué afin de permettre une comparaison précise avec les simulations numériques réalisées par la suite.

D'un point de vue expérimental, ces essais ont permis de mettre en avant quelques observations. Tout d'abord, on a pu constater que le comportement du bûcher était très similaire d'un essai à l'autre. Cette répétabilité n'était pas évidente a priori. De plus, la puissance obtenue expérimentalement par pesée, est très fidèle à l'estimation de la puissance et son évolution temporelle calculées en amont de l'essai afin de dimensionner le bûcher (formules SFPE). Les mesures de puissance par analyse de gaz ont permis d'estimer la participation de la façade pour chaque type de bois. On a ainsi pu observer que cette participation pouvait être assez conséquente. En revanche, cette mesure reste moins intéressante que la hauteur de propagation qui a pu être observée après essai. On a ainsi pu constater que le comportement de chaque essence différait quelque peu. En effet, la propagation du feu le long de la paroi en Bouleau était plus importante que sur celle en Okoumé. Ce qui correspond aux valeurs de température obtenues. Cependant, la vitesse de propagation reste sensiblement la même.

D'un point de vue numérique, ces essais ont permis de tester le modèle de pyrolyse du code de calcul sur une configuration à échelle intermédiaire. Dans un premier temps, le cas de la façade en Bouleau a été modélisé. L'influence des données d'entrée, principalement l'énergie d'activation E et le facteur pré-exponentiel A , a été étudiée. On a pu noter le peu d'influence qu'avaient ces paramètres sur les niveaux de température, la grande différence se situant principalement sur le temps de combustion et la puissance maximale. De plus, en sélectionnant un couple E - A semblant correspondre à la puissance dégagée par la façade, on a pu obtenir une bonne estimation de la hauteur de flamme. A partir du couple E - A sélectionné, une simulation a été réalisée sur le cas de la façade en Okoumé. Les prédictions numériques obtenues montrent que les propriétés thermiques du bois ont peu d'influence sur l'estimation de la participation de la façade. En effet, l'estimation de la puissance et des températures restent très proches pour les deux types de bois.

Par conséquent, les résultats obtenus sur une configuration académique sont encourageants au niveau du modèle de pyrolyse dans le code FDS6. Il semble cependant encore limité pour s'intéresser à des façades plus complexes en termes de matériaux. En effet, une connaissance approfondie des matériaux combustible utilisés est nécessaire pour obtenir des résultats numériques intéressants.

Chapitre V

ÉTUDE EXPERIMENTALE DE L'IMPACT D'UNE LAME D'AIR DE VENTILATION SUR LA PROPAGATION DU FEU DUE A LA DEGRADATION THERMIQUE D'UNE FAÇADE INFLAMMABLE

Dans le chapitre précédent nous avons étudié la propagation du feu via une façade constituée de revêtement en bois sans ventilation.

Ce chapitre est consacré à la propagation de l'incendie via une façade sur laquelle est fixé un bardage bois ventilé. Cette configuration a été choisie afin d'étudier l'influence du vide de la ventilation de la façade sur la propagation verticale de l'incendie sur celle-ci.

Les essais relatifs à cette étude ont été réalisés en Suède, sur le banc d'essai SP Fire 105 [61] du centre scientifique SP.

Les raisons pour lesquelles ces essais ont été réalisés en collaboration avec SP sont les suivantes :

- le banc d'essai représente un bâtiment réel,
- le foyer primaire est bien connu, reproductible et facilement modélisable,
- le débit calorifique du foyer et de la façade est mesurable.

Cette étude a permis de réaliser des essais sur trois façades différentes : façade inerte, façade avec un revêtement bois sans ventilation et façade avec un bardage bois ventilé. Les résultats expérimentaux récoltés ont permis d'identifier le rôle du type de façade et surtout le rôle de la ventilation sur la propagation du feu via une façade combustibles. De plus, cette étude expérimentale a fourni des informations précieuses pour la validation des modèles numériques dédiés à l'incendie, ainsi que pour l'amélioration de la méthode d'essai.

Un aspect important est de savoir comment la propagation de la flamme sur la surface et dans la lame d'air doit être déterminée. Actuellement, la propagation de la flamme est estimée par des observations visuelles effectuées pendant et après l'essai, c'est-à-dire en identifiant le type de dommage subi et à quelle hauteur sur la façade. Les observations pendant l'essai permettent d'estimer la hauteur du front de flammes et les chutes éventuelles de parties de façade. Cette méthode d'analyse est peu précise car elle dépend en grande partie des personnes qui procèdent aux observations. Des observations complémentaires dans le vide de la ventilation peuvent être affectées par des dépôts de suie et par la carbonisation du bardage.

Ces essais ont été réalisés conjointement avec le SP dans le cadre d'une collaboration CSTB-SP [63][63].

5.1 DISPOSITIF EXPERIMENTAL (DESCRIPTION DE L'ESSAI)

5.1.1 METHODE D'ESSAI

Les expériences réalisées dans cette partie se basent sur la méthode d'essai suédoise SP Fire 105 [61]. Une photo ainsi qu'un plan du dispositif expérimental sont présentés sur Figure 5.1-1 la Figure 5.1-2. Celui-ci est composé de trois niveaux. Le premier niveau correspond à la chambre à feux dans laquelle est placé le foyer. Les deux autres niveaux représentent deux étages d'un bâtiment. Chacun de ces étages possède une ouverture fictive de dimensions 1510 mm par 1200 mm, placées en façade. Le bardage bois est monté sur une paroi en béton cellulaire de masse volumique 600 kg/m^3 . La surface totale de la façade est de $4.0 \times 6.0 \text{ m}$ (largeur $\times$ hauteur).



Figure 5.1-1: Photographie du banc d'essai expérimental SP Fire 105.

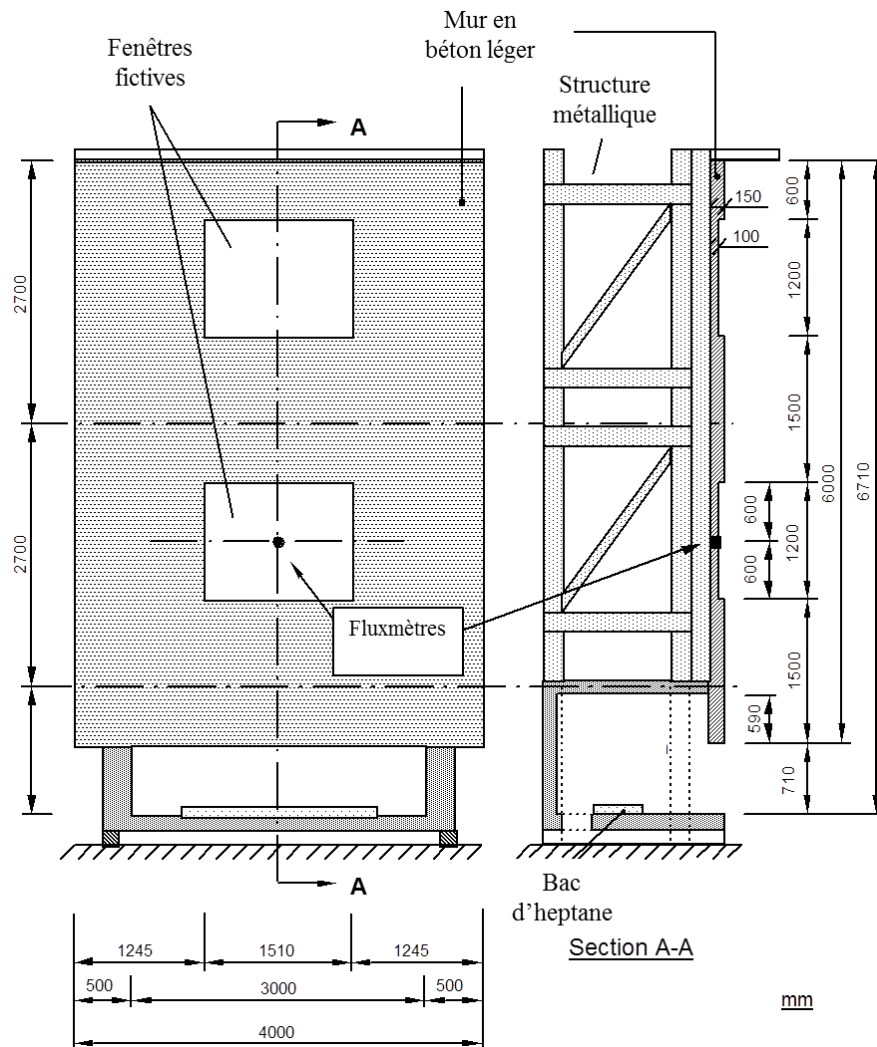


Figure 5.1-2: Dispositif expérimental du SP Fire 105.

Deux bacs placés côte à côte de 1000×500 mm remplis avec 30 L d'heptane chacun (60 L au total) sont utilisés comme source d'incendie à l'intérieur du compartiment. Au-dessus des bacs sont installées deux plaques perforées de 20 mm d'épaisseur afin de stabiliser la flamme (Figure 5.1-3). Chaque trou de 25 mm se comporte comme un mini-brûleur et permet une meilleure combustion en améliorant le mélange air-fuel dans la flamme. Une entrée d'air de 3140×300 mm positionnée au sol à 50 mm du mur arrière de la chambre à feu permet une meilleure alimentation en oxygène du foyer. Une deuxième entrée d'air de dimensions 3000 mm par 710 mm est assurée par la face avant de la chambre de combustion (voir Figure 5.2-2). Le combustible est conditionné à la température de la pièce dans laquelle sont effectués les essais. Les bacs sont remplis avec l'heptane et complétés avec de l'eau afin que le niveau atteigne la surface inférieure du stabilisateur de flamme.

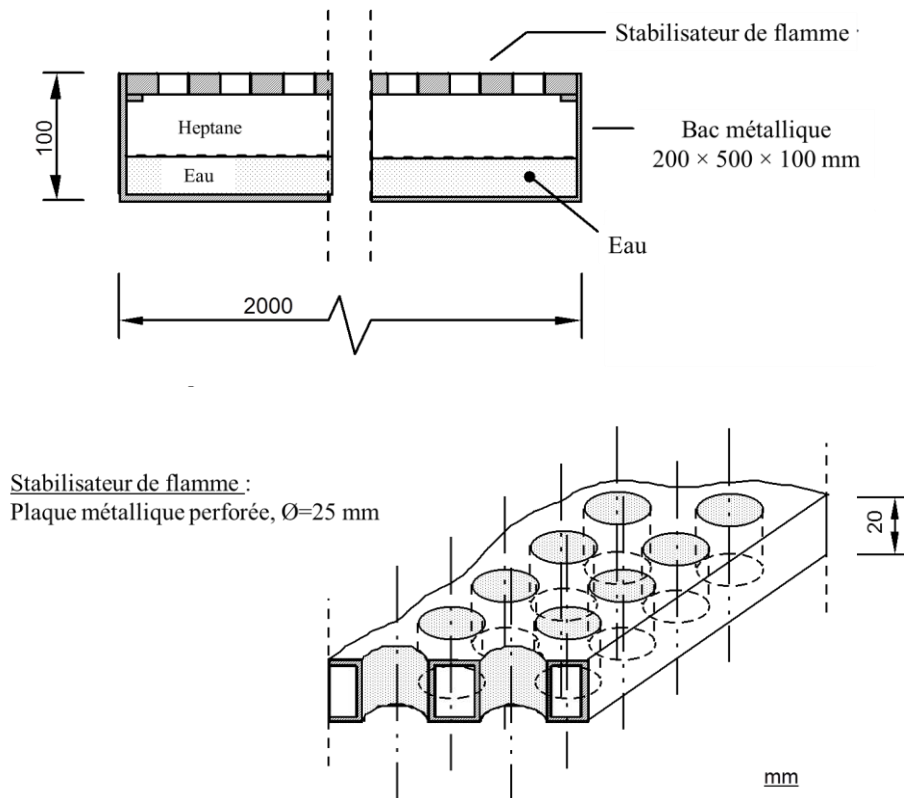


Figure 5.1-3: Description du foyer.

5.1.2 DESCRIPTION DES EXPERIENCES

Trois différentes expériences ont été réalisées sur ce banc d'essai. La première a été effectuée sur une façade inerte, c'est-à-dire sans revêtement sur la paroi en béton cellulaire. Lors de la deuxième expérience, un bardage de 24 mm d'épaisseur en contreplaqué bois a été fixé directement sur la paroi en béton, c'est-à-dire sans lame d'air de ventilation entre le mur et le bardage. Et enfin, lors de la troisième expérience, le bardage a été monté avec une cavité d'environ 20 mm entre le mur et les plaques de contreplaqué. Pour obtenir cette cavité, des bandes de laine de roche de masse volumique de 180 kg/m^3 et de section de 20 mm (épaisseur de la cavité) par 30 mm sont fixées verticalement sur la façade inerte. Ces bandes sont espacées de 1200 mm. Le bardage en contreplaqué est ensuite placé sur ces bandes et fixé sur la façade inerte à l'aide de vis traversantes. De plus, aucune finition n'est installée au niveau des ouvertures, ainsi, les gaz sont libres de circuler verticalement de l'ouverture de la chambre de combustion jusqu'au bord supérieur de la façade qui est également ouvert.

Les plaques de contreplaqué ont une surface de $1200 \times 2400 \text{ mm}^2$. La masse volumique et l'humidité du bois ont été mesurées au moment du test. Ainsi, pour chaque test, la teneur en humidité est d'approximativement 6.5 % alors que la masse volumique est de 489 kg/m^3 . Les plaques sont montées sur toute la surface avant, à l'exception des fenêtres fictives.

Les trois essais ont été réalisés à l'intérieur d'un grand volume dans lequel est construit le banc d'essai utilisé. Cela a permis de s'affranchir de quelques aléas climatiques tels que le

vent ou la pluie. Par conséquent, on peut estimer que les essais ont été réalisés dans les mêmes conditions. Le Tableau 5.1-1 donne quelques informations générales sur les tests réalisés.

Tableau 5.1-1 : Informations générales sur les tests.

Nom du test	Test 1	Test 2	Test 3
Type de façade	Inerte	Contreplaqué bois	Contreplaqué bois + lame d'air
Date du test	2015-11-26 (matin)	2015-11-26 (après-midi)	2015-11-27 (matin)
Température de l'air (°C)	18.8	17.3	18.0
Humidité relative (%)	38	40	49
Température de l'heptane et de l'eau (°C)	19.2	16.2	15.9

5.1.3 INSTRUMENTATION DU BANC D'ESSAI

Les points numérotés de C1 à C19 présentés sur la Figure 5.1-4 sont des thermocouples de type K chromel-alumel (nickel-chrome nickel-allié) de 2 mm de diamètre, utilisables dans une plage de température de -170 à 1250 °C. Ces thermocouples sont insérés au ras de la surface exposée de la façade afin d'obtenir approximativement la température au niveau de la surface.

Les points numérotés de PT1 à PT6 sont des « plate-thermometers » de 100 × 100 mm identiques à ceux utilisés dans les fours de résistance au feu [64]. Le temps de réponse des « plate-thermometers » est compris entre 1 et 2 minutes [31]. PT1, PT2 et PT3 sont dirigés en direction du foyer et sont placés à 500 mm devant la façade. Ces trois TC sont destinés à mesurer la température des gaz chauds et des flammes au niveau de la sortie des flammes du foyer primaire. PT4, PT5 et PT6 sont positionnés contre la façade et dirigés vers l'extérieur. Ils sont destinés à mesurer la température sur la façade, mais également à permettre de déduire les flux thermiques reçus des flammes et des gaz chauds dégagés par la façade.

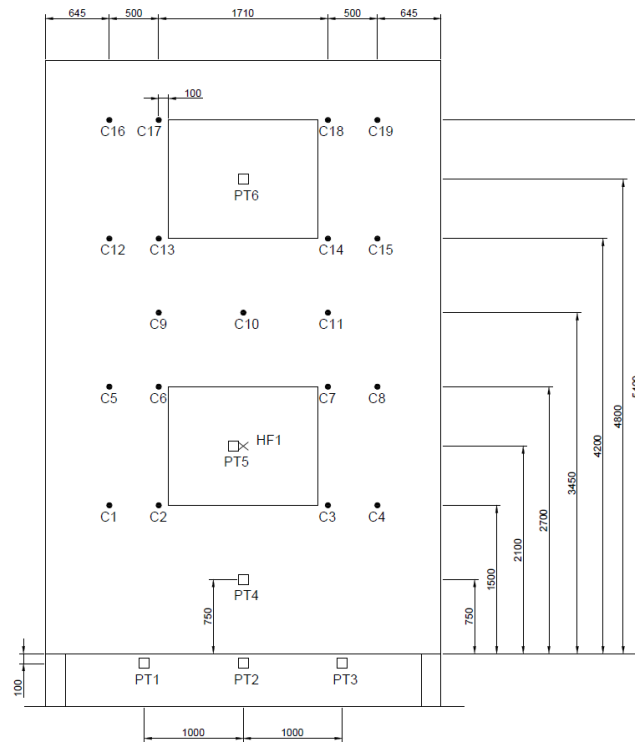


Figure 5.1-4: Positions des thermocouples et fluxmètres sur la face externe de la façade.

Lors du troisième test, des mesures complémentaires ont été effectuées à l'aide de thermocouples insérés à l'intérieur de la lame d'air afin de mettre en avant l'influence de la cavité sur la propagation du feu mais également d'observer si les températures mesurées indiquent une participation de la face intérieure du bardage. La position des thermocouples utilisés pour mesurer la température de surface du contreplaqué dans la cavité est identique à ceux placés sur la surface extérieure et est indiquée sur la Figure 5.1-5 (de C21 à C39). La température des gaz à l'intérieur de la lame d'air est également mesurée. Leurs positions sont indiquées sur la Figure 5.1-5 et sont numérotés de D1 à D10. Ils sont situés au centre de la lame d'air, à mi-distance entre le béton et le contreplaqué (10 mm).

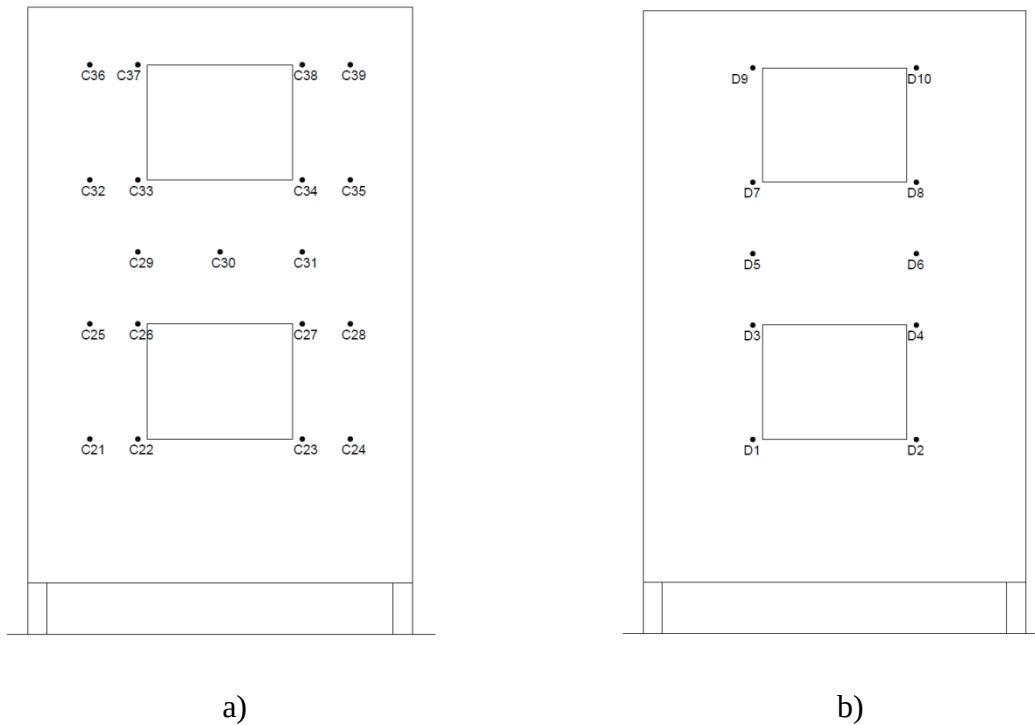


Figure 5.1-5: Positions des thermocouples à l'intérieur de la lame d'air utilisés pour le Test 3 :
a) Thermocouples placés sur la surface intérieure du bardage, b) Thermocouples placés à 10 mm de la surface intérieure du bardage.

5.2 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

5.2.1 OBSERVATIONS GÉNÉRALES

Durant les essais, quelques observations visuelles ont été répertoriées. Celles-ci sont présentées dans les tableaux 5.2-1 à 5.2-3. Ces tableaux retracent les événements marquants observés durant les tests. De plus, ces observations permettent de comparer le comportement des flammes à l'extérieur le long de la façade, d'un essai à l'autre.

Tableau 5.2-1 : Observation visuelles durant le Test 1 – Façade inerte.

Temps min:s	Observations
00:00	Ignition de l'heptane, début de l'essai.
03:30	Les fumées commencent à émerger du compartiment.
04:00	Des fumées sombres sortent du compartiment.
04:10	Des flammes et des fumées noires sortent à travers l'ouverture de la chambre de combustion.
04:35	Quelques flammes atteignent le bord inférieur de la première fenêtre fictive.
05:30	Quelques flammes atteignent le bord supérieur de la première fenêtre fictive.
07:00	Les flammes atteignent la moitié de la hauteur de la façade.
08:20	Quelques flammes atteignent le bord inférieur de la deuxième fenêtre fictive.
10:30	Les flammes redescendent à la moitié de la hauteur de la façade.
12:50	Quelques flammes remontent jusqu'au bord inférieur de la deuxième fenêtre fictive.
14:00	Quelques flammes dépassent le bord inférieur de la deuxième fenêtre fictive.
15:30	Les flammes redescendent jusqu'au bord inférieur de la deuxième fenêtre fictive.
17:00	Les flammes sortent à peine du compartiment foyer et on observe des fumées noires.
18:00	Le test se termine.

Tableau 5.2-2 : Observation visuelles durant le Test 2 – Contreplaqué sans cavité.

Temps min:s	Observations
00:00	Ignition de l'heptane, début de l'essai.
03:00	De la fumée commence à émerger du compartiment.
04:10	Des flammes et de la fumée noire sortent à travers l'ouverture.
04:30	Quelques flammes atteignent le bord inférieur de la première fenêtre fictive.
05:00	Quelques flammes atteignent le bord supérieur de la première fenêtre fictive.
05:25	Les flammes atteignent le haut de la façade.
05:50	Le bord supérieur de la première fenêtre brûle. Le contreplaqué entre les deux ouvertures rougit.
07:00	Le coin inférieur gauche de la deuxième fenêtre brûle.
10:00	Les flammes diminuent et atteignent la moitié de la façade.
11:45	Les flammes sur la partie gauche de la façade atteignent le bord supérieur de la deuxième fenêtre.
13:00	Le côté gauche de la deuxième fenêtre brûle.
13:45	Le contreplaqué brûle sur le côté gauche entre les deux fenêtres.
14:30	Les flammes sur la partie gauche de la façade atteignent le bord inférieur de la deuxième fenêtre.
16:00	Les flammes commencent à diminuer.
16:30	Les flammes sortent à peine de la chambre à feu.
17:15	L'essai se termine. La façade est éteinte avec de l'eau.

Tableau 5.2-3 : Observation visuelles durant le Test 3 – Contreplaqué avec cavité.

Temps min:s	Observations
00:00	Ignition de l'heptane, début de l'essai.
03:00- 04:00	De la fumée commence à émerger du compartiment.
04:25	Des flammes et de la fumée noire sortent à travers l'ouverture.
05:00	Quelques flammes atteignent le bord supérieur de la première fenêtre fictive.
05:45	Quelques flammes atteignent le bord supérieur de la deuxième fenêtre fictive.
06:00	Le bord supérieur de la première fenêtre brûle.
06:30	Le bord inférieur de la deuxième fenêtre brûle.
07:30	Les flammes atteignent le haut de la façade.
11:00	Le bord gauche de deuxième fenêtre brûle.
11:20	Le coin supérieur gauche de la deuxième fenêtre brûle.
11:40	Le bord supérieur de la deuxième ouverture brûle.
12:10	Le panneau de contreplaqué en bas à gauche commence à se détacher.
13:00	Une partie du panneau inférieur gauche tombe au sol.
13:40	Des morceaux enflammés tombent au sol.
14:00	Les flammes dépassent le bord supérieur de la façade.
17:00	Les flammes diminuent.
17:45	L'essai se termine. La façade est éteinte avec de l'eau.

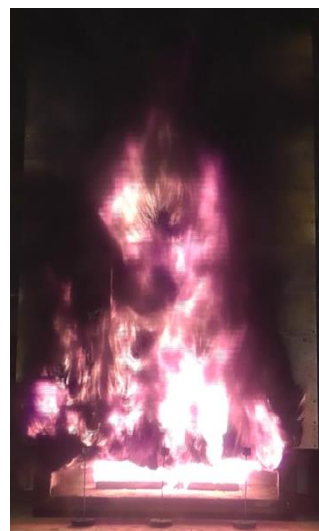
La Figure 5.2-1 présente des photographies prises durant les trois essais à différents instants afin d'illustrer les observations visuelles répertoriées dans les tableaux précédents. Ces photographies sont prises aux mêmes instants afin de comparer l'évolution du feu sur la façade pour les trois configurations. Ainsi, on peut clairement observer que pour la façade inerte (Test 1), la hauteur des flammes est stable tout au long de l'essai. Pour le test 2, quelques flammes intermittentes atteignent le haut de la deuxième fenêtre fictive (12^{ème} minute). Par endroit des petites flammes issues de la combustion du contreplaqué sur les contours de cette fenêtre persistent (14^{ème} minute). On observe clairement la différence entre les flammes développées sur la façade du Test 2 (combustible non-ventilée) par rapport au Test 1 (inerte). En effet, le front de flamme se situe plus haut et la participation de la façade est nette. Cette différence est encore plus visible lors du Test 3 (combustible ventilée). La présence de la lame d'air permet un développement plus important du feu sur la façade et on peut voir que les flammes atteignent le bord supérieur de la façade (12^{ème} minute). Pour cette dernière configuration, en fin de l'essai, une grande partie de la façade est enflammée (14^{ème} minute).



Test 1 : 08:00 (min:s)



Test 2 : 08:00 (min:s)



Test 3 : 08:00 (min:s)



Test 1 : 12:00 (min:s)



Test 2 : 12:00 (min:s)



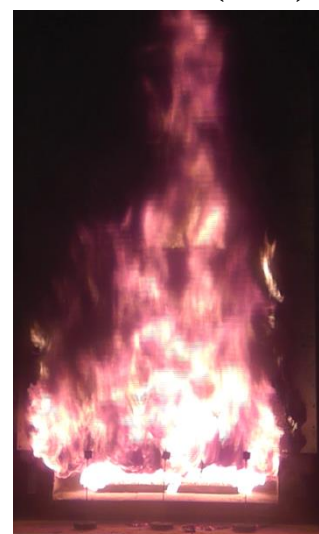
Test 3 : 12:00 (min:s)



Test 1 : 14:00 (min:s)



Test 2 : 14:00 (min:s)



Test 3 : 14:00 (min:s)

Figure 5.2-1: Photos prises durant les essais : Essai 1 à gauche, Essai 2 au centre, et Essai 3 sur la gauche.

5.2.2 COMPORTEMENT DU FOYER

La température du foyer est mesurée par trois « plate thermometers » placés à 500 mm de l'ouverture de la chambre de combustion (voir la Figure 5.1-4) et à une hauteur de 600 mm par rapport au bord inférieur de l'ouverture. Ils sont donc placés directement en face des flammes sortant de la chambre à feu. Ces « plate thermometers » sont dirigés en direction de la source incendie afin de mesurer les actions thermiques issues du foyer comme cela est schématisé sur la Figure 5.2-2. Ainsi, ces mesures de température permettent d'observer le comportement du foyer durant les trois tests.

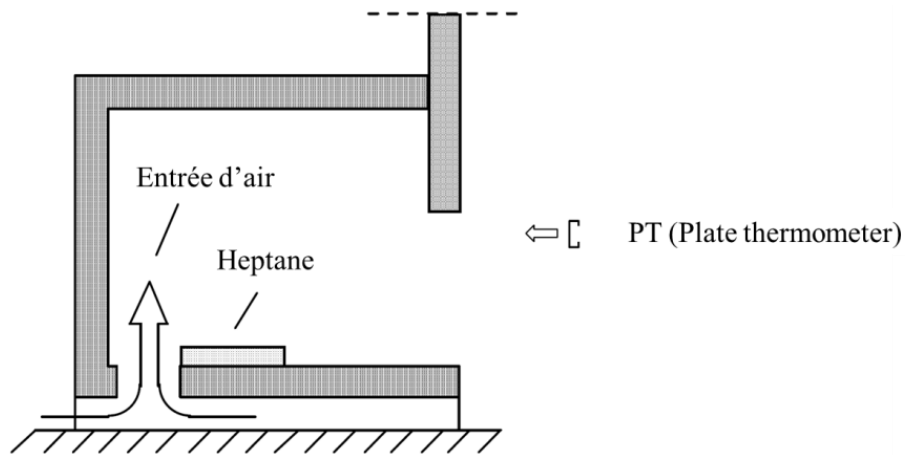


Figure 5.2-2: Schématisation de la chambre à feu et position du thermocouple positionné en face de l'ouverture pour observer le comportement du foyer.

Une température moyenne des trois « plate thermometers » pour chaque essai est présentée sur la Figure 5.2-3. Les résultats montrent que la phase initiale de l'incendie est très similaire pour tous les essais et la durée des essais est quasiment identique. La température maximale atteinte est également identique. On note que la température obtenue lors du Test 2 est plus élevée que celle du Test 1. Cette différence peut s'expliquer par la présence de la façade combustible qui contribue à augmenter les actions thermiques en brûlant. En revanche, on note que la température la moins élevée est obtenue par le Test 3, qui correspond à la façade ventilée. Dans ce cas, cela peut s'expliquer par la présence de la cavité. En effet, les gaz issus de la combustion du foyer s'insèrent dans la cavité et limitent donc l'épaisseur de la flamme et par conséquent les actions thermiques et notamment le rayonnement. Cependant, ces écarts de température sont assez faibles et on peut remarquer que la température mesurée en fin d'essai est identique quel que soit le test.

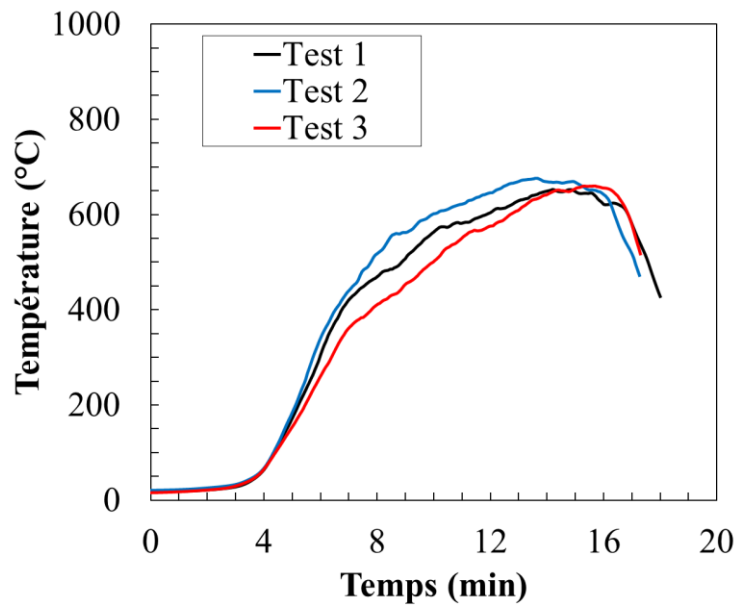


Figure 5.2-3: Températures moyennées sur les trois « plate thermometers » positionnés en face de la chambre de combustion.

5.2.3 DEBIT CALORIFIQUE

Afin de démontrer l'influence de la lame d'air sur la propagation verticale du feu, la participation de la façade en termes de puissance a été étudiée. L'évolution du débit calorifique de chacun des essais est présentée sur la Figure 5.2-4. Celui-ci est obtenu par analyse de gaz grâce à une hotte placée au-dessus du banc d'essai. Le débit calorifique présenté est donc la somme de la puissance issue du foyer et de la puissance libérée par la combustion de la façade. C'est pour cette raison qu'un essai sur façade inerte a été réalisé. Celui-ci permettra d'estimer la participation énergétique du revêtement. Cette méthode d'estimation de la puissance est présentée par Dalberg [65].

En observant les courbes, on remarque que la phase initiale du test, jusqu'à 5 minutes, est similaire pour chaque test, c'est-à-dire, qu'il n'y a aucune différence entre une façade combustible et une façade inerte. Ainsi, durant cette phase aucune participation de bardage en bois n'est observée sur le débit calorifique. Il s'agit de la phase de montée en puissance du foyer primaire situé à l'intérieur du compartiment avant que les actions thermiques de ce foyer aient affecté le bardage bois. D'ailleurs, durant cette période peu de flammes sortent par l'ouverture.

De la 5^{ème} à la 10^{ème} minute, on observe une phase de stabilisation de la puissance. Pendant cette durée la différence des débits calorifique entre les façades combustibles ventilées (Test 2) et non-ventilées (Test 3) est quasi identique. On peut supposer que durant cette période, la pyrolyse du combustible à l'intérieur de la cavité n'a pas encore commencé. En revanche, par rapport à la façade inerte, la contribution des façades combustibles (certainement par les gaz de pyrolyse de la face extérieure des bardages) sur le débit

calorifique est visible. Une augmentation de l'ordre de 500 kW est observée sur la Figure 5.2-4.

Après 10 minutes d'essai, le débit calorifique commence à augmenter à nouveau pour les trois types de façade. Pour la façade inerte (Test 1) et celle sans ventilation (Test 2), l'origine de cette augmentation est sans doute liée à la quantité d'imbrulées qui sortent de la chambre de combustion. En effet, si on observe l'essai de façade inerte (Test 1), cette augmentation de la puissance ne peut être liée qu'à une augmentation de la quantité de gaz de combustion libéré par le foyer primaire. Dans le cas de la façade combustible ventilée, cette augmentation est du même ordre de grandeur. Ainsi, on peut dire que celle-ci est également liée à une augmentation de la puissance du foyer. Il n'y a donc pas de participation plus importante du bardage. Le comportement de la façade combustible ventilée (Test 3) est un peu différent. Dans cette configuration, l'augmentation du débit calorifique total est plus importante que l'augmentation liée au foyer primaire, ce qui traduit donc une participation plus importante du bardage. En effet, dans ce cas, l'augmentation par rapport à la façade inerte (Test 1) est estimée à 1000 kW, c'est-à-dire 500 kW de plus que la façade combustible non-ventilée (Test 2).

Le pic de puissance est atteint à la 12^{ème} minute pour le test 1 (façade inerte) et le test 2 (façade non-ventilée). Sur les deux courbes relatives à ces deux expériences, on observe approximativement un débit calorifique maximal 3.0 MW pour la façade combustible sans ventilation (Test 2) et d'environ 2.5 MW pour la façade inerte. Tandis que la puissance maximale libérée par façade ventilée est atteint à la 15^e minute et ce pic est estimé à environ 3.5 MW.

L'énergie totale a également été calculée. Il s'agit de l'aire sous la courbe d'évolution de la puissance. Pour le Test 1 (façade inerte), l'énergie totale est de 1550 MJ, pour le Test 2 (façade combustible non-ventilée), elle est de 1870 MJ et pour le Test 3 (façade combustible ventilée), de 2140 MJ. Ainsi, l'énergie totale libérée par la façade en contreplaqué sans cavité de ventilation est de 320 MJ et l'énergie totale libérée par la façade ventilée (Test 3), est de 590 MJ. Cela signifie que l'énergie libérée par la façade ventilée est deux fois plus élevée que celle libérée par la façade non ventilée (Test 2). Cela montre l'influence de la présence d'une cavité de ventilation derrière le bardage d'un point de vue énergétique. Cependant, même si la puissance libérée est plus importante, cela ne signifie pas que la puissance libérée en plus durant le Test 3 provient uniquement de la combustion du bardage à l'intérieur de la cavité.

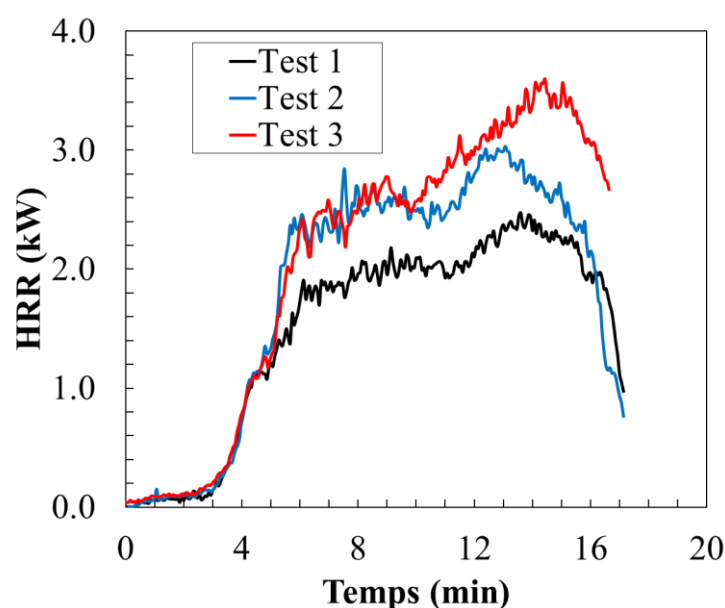


Figure 5.2-4: Evolutions du débit calorifique total pour chaque test (Hotte calorimétrique).

5.2.4 TEMPERATURES DE LA FACE EXTERIEURE DU BARDAGE

5.2.4.1 Mesures de PT4 à PT6

Trois « plate thermometers » placés sur la face extérieure de la façade à trois hauteurs différentes au-dessus de l'ouverture (voir Figure 5.1-4), c'est-à-dire à 0.75 m, 2.1 m et 4.8 m au-dessus du linteau, ont permis de mesurer les températures engendrées par les actions thermiques qu'elle a subies.

Les mesures obtenues pour les trois types de façade à une hauteur de 750 mm sont présentées sur la Figure 5.2-5. En observant les résultats, il est clair qu'à cette distance de l'ouverture, aucune différence n'est observée. Autrement dit, s'il y a une participation de la façade, celle-ci est négligeable comparée aux actions thermiques issues des flammes provenant de la chambre de combustion. Théoriquement, il est également possible qu'il n'y ait pas de contribution de la façade dans cette zone car les flammes de diffusions provenant de la chambre de combustion contiennent peu d'oxygène. En effet, les gaz issus de la pyrolyse du contreplaqué sont ainsi emportés dans le panache thermique est brûlent plus haut, à un niveau où l'oxygène est disponible en plus grande quantité.

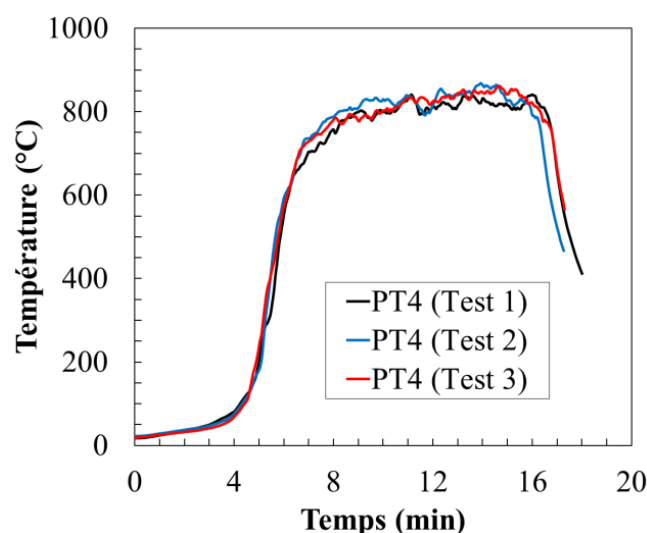


Figure 5.2-5: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 0.75 m au-dessus de l'ouverture.

Les températures mesurées au centre de la première fenêtre fictive, à 2.1 m au-dessus du linteau de l'ouverture de la chambre à feu, sont présentées sur la Figure 5.2-6. Comme attendu, les températures les plus basses sont obtenues pour la façade inerte (Test 1). La température se stabilise aux environ de 500°C sur la période d'état stationnaire du foyer. En comparant les deux façades combustibles (Tests 2 et 3), l'évolution de la température est similaire pendant les 8 premières minutes, ce qui correspond aux observations faites sur l'évolution du débit calorifique. A partir de cet instant, la température est d'environ 650°C. Ensuite, la température mesurée pour la façade non-ventilée (Test 2) commence à décroître lentement, tandis que la température de la façade ventilée (Test 3) continue à augmenter jusqu'à atteindre un maximum de 750°C après environ 16 minutes. Il est clair qu'un bardage combustible augmente les actions thermiques au niveau de la fenêtre située à l'étage au-dessus de la source incendie du fait de la participation du revêtement. Mais l'utilisation d'une lame d'air de ventilation augmente non seulement les actions thermiques mais également la durée d'exposition. Ces deux phénomènes combinés accentuent très clairement le risque de propagation de l'incendie aux appartements situés au-dessus du local en feu.

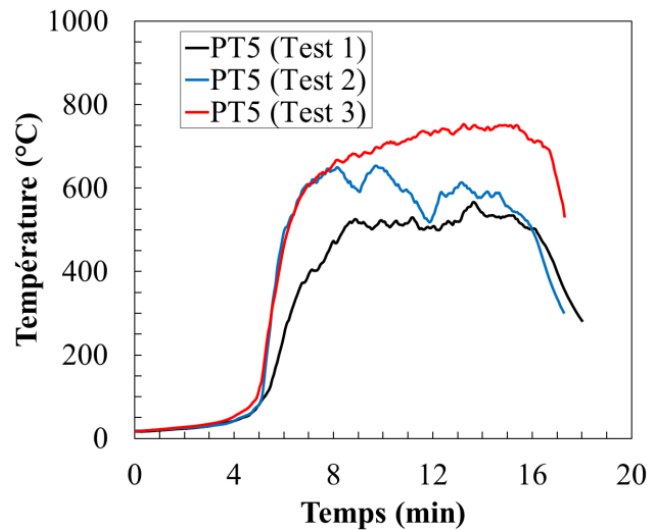


Figure 5.2-6: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 2.1 m au-dessus de l'ouverture (Centre de la première fenêtre).

Les températures mesurées au centre de la deuxième fenêtre fictive, à 4.8 m au-dessus du linteau de l'ouverture de la chambre à feu, sont présentées sur la Figure 5.2-7. A cette hauteur, il y a une nette différence entre les températures des deux façades combustibles. La présence de la lame d'air de ventilation a un effet significatif sur la propagation du feu. Après 15 minutes, la température est supérieure à 600°C dans le Test 3. Lorsque l'on compare le Test 1 et le Test 2, à savoir la façade inerte et la façade non-ventilée, la différence entre ces deux tests est relativement faible. La façade avec revêtement en contreplaqué présente une élévation de température plus rapide (entre 5 et 7 minutes), après quoi la température se stabilise entre 200 et 250°C. La façade inerte affiche une montée en température plus lente, mais le niveau de température maximale est identique (200-250°C). On peut ainsi affirmer que les flammes n'atteignent pas ce niveau.

A cette hauteur, on peut clairement avancer que le risque de propagation du feu vers les étages supérieurs est favorisé par la présence de la cavité. Cela montre l'intérêt d'utiliser des systèmes d'obturation intumescent dans les cavités, tel que préconisé dans [66]. En effet, ces systèmes permettent de limiter l'effet « cheminée » et donc de limiter la participation de la façade à la propagation verticale du feu à l'extérieur d'un bâtiment.

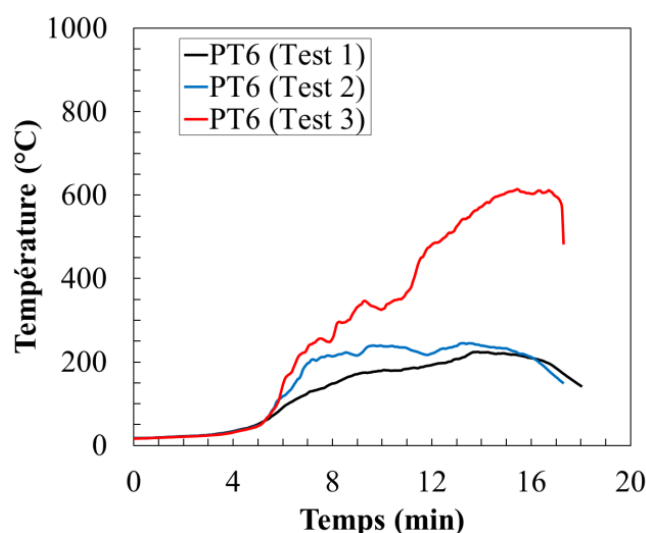


Figure 5.2-7: Températures obtenues avec un "plate thermometer" à une hauteur de 4.8 m au-dessus de l'ouverture (Centre de la seconde fenêtre).

5.2.4.2 Mesures de C9 à C11

Les températures mesurées sur la surface de la façade à 3.45 m du linteau de l'ouverture de la chambre de combustion (voir Figure 5.1-4) sont présentées sur les Figure 5.2-8 à Figure 5.2-10. Les points de mesure sont situés à mi-distance entre les deux fenêtres fictives.

Les températures mesurées à gauche de la façade (C9) sont présentées sur la Figure 5.2-8. Les températures des deux façades combustibles atteignent rapidement 500°C et, dans le cas de la façade végétalisée (Test 3), continuent d'augmenter jusqu'à 700°C alors que les températures de la façade non-ventilée (Test 2) se situent aux alentours de 500°C avec de grandes variations qui indiquent que la flamme n'est pas stable. Pour le cas de la façade inerte (Test 1), les températures mesurées sont d'environ 200°C jusqu'à l'augmentation du débit calorifique qui engendre une augmentation d'environ 100°C. Il est intéressant de voir qu'au début du test, les températures des deux façades combustibles sont sensiblement égales, jusqu'à la 10^{ème} minute. A partir de cet instant la température de la façade ventilée augmente alors que celle de la façade non-ventilée reste plus ou moins stable. Ces évolutions de températures sont en adéquation avec l'évolution du débit calorifique (Figure 5.2-4).

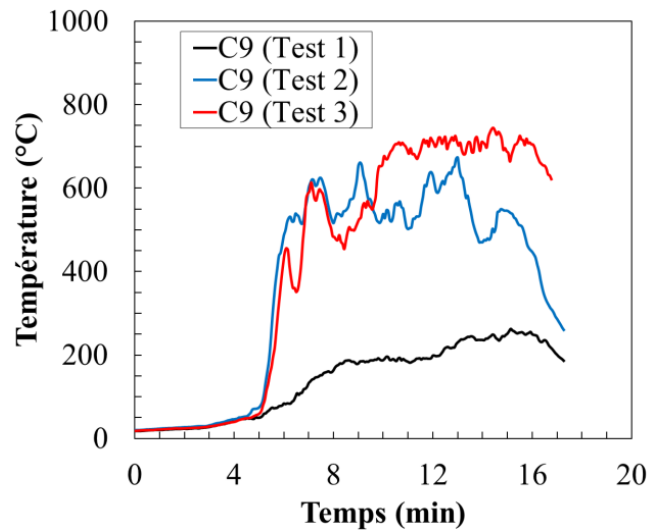


Figure 5.2-8: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C9.

Les températures mesurées au centre (C10), sont présentées sur la Figure 5.2-9. A cette position, les températures sont légèrement moins élevées mais le comportement est similaire. On note cependant que les écarts entre les deux façades combustibles sont plus importants à ce niveau. En effet, en fin d'essai, la différence de température mesurée (entre ces deux façades) est d'environ 300°C. Pour ces deux points de mesure (C9 et C10), on remarque que la participation de la façade intervient au bout de cinq minutes. C'est à partir de cet instant que les températures mesurées augmentent rapidement.

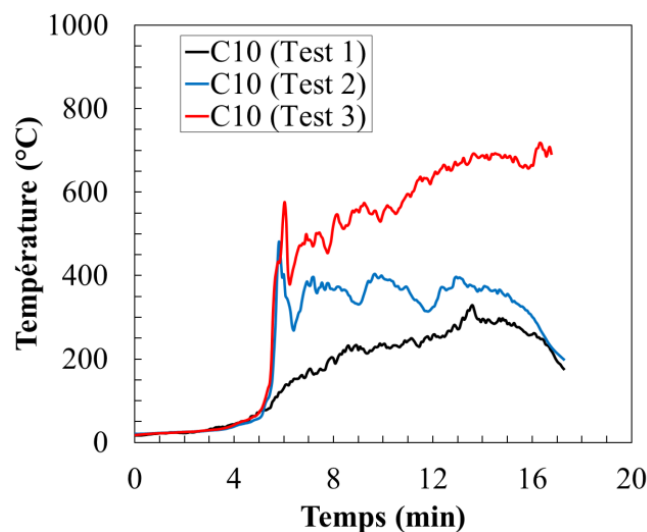


Figure 5.2-9: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C10.

Les températures mesurées à droite (C11) sont présentées sur la Figure 5.2-10. Ici, les températures sont plus faibles et l'augmentation est beaucoup moins rapide. La différence entre les températures, mesurées à ce point, sur les deux types de façades combustibles n'est pas significative. En fin d'essai, les températures mesurées au point C11 atteignent

difficilement les 600°C qui ont été mesurés par le TC positionné à gauche (C9). Ainsi, la propagation du feu est beaucoup plus faible à droite qu'à gauche.

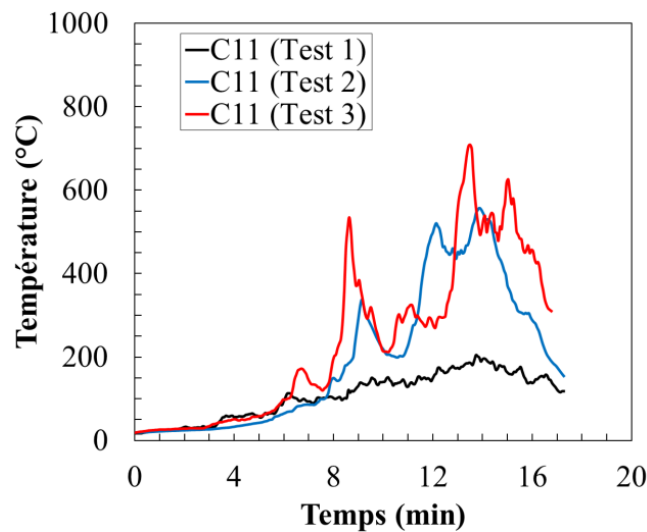


Figure 5.2-10: Comparaison des évolutions des températures mesurées au point C11.

Les mesures des températures effectuées sur une façade inerte indiquent qu'un objet combustible (de type bois) situé à cette hauteur pourrait avoir des difficultés à s'enflammer étant donné que la température atteint à peine 300°C. Les températures mesurées sur la façade combustible non ventilée démontrent qu'il y a une participation de la façade à la combustion. En effet, les températures dépassent les 400°C, ce qui est supérieur à la température de pyrolyse du bois. Et enfin, les températures mesurées à cette hauteur montrent clairement une propagation du feu plus importante lorsque la façade est ventilée, avec des écarts de température supérieurs à 300°C entre la façade ventilée et la façade non-ventilée.

5.2.5 TEMPERATURES DANS LA CAVITE

Des mesures de température ont également été réalisées à l'intérieur de la lame d'air afin d'observer la participation de la face intérieure du contreplaqué grâce à l'effet « cheminée ». Les positions des thermocouples qui mesurent les températures au niveau de la face côté cavité du bardage sont indiquées sur la Figure 5.1-4 et celles des thermocouples mesurant les températures des gaz dans la cavité sont indiquées sur la Figure 5.1-5.

Les évolutions de température de surface du bardage à l'intérieur de la cavité sont présentées sur les Figure 5.2-11 à Figure 5.2-13. Dans la littérature, la température de pyrolyse se situe entre 275 à 320°C. Les seuls capteurs à mesurer des températures supérieures à cette valeur sont les thermocouples C22, C29 et C31. Cette température est atteinte à partir de 12 minutes. A cet instant, la puissance totale du test avec cavité (Test 3) augmente considérablement par rapport au test sans cavité (Test 2), comme on a pu l'observer sur la Figure 5.2-4. Les températures des autres points de mesure ne dépassent jamais 150°C comme c'est le cas à une hauteur de 2.70 au-dessus du bord supérieur de l'ouverture de la

chambre de combustion (Figure 5.2-12). Cependant, on peut noter qu'il s'agit de températures très localisées qui ne sont pas représentatives de l'ensemble de la façade.

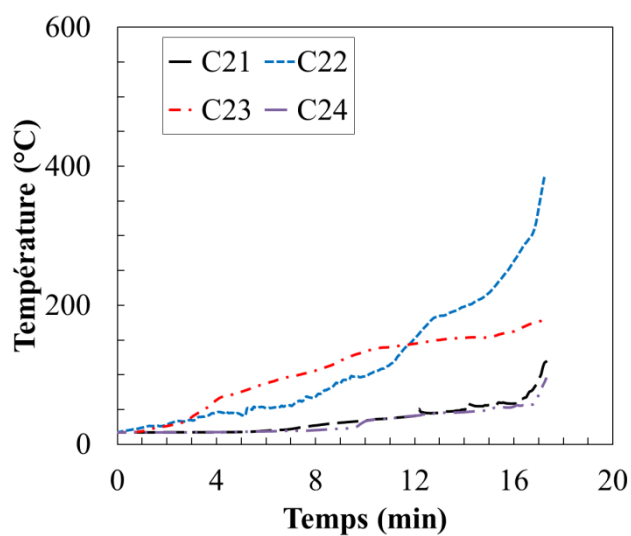


Figure 5.2-11: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 1.50 m.

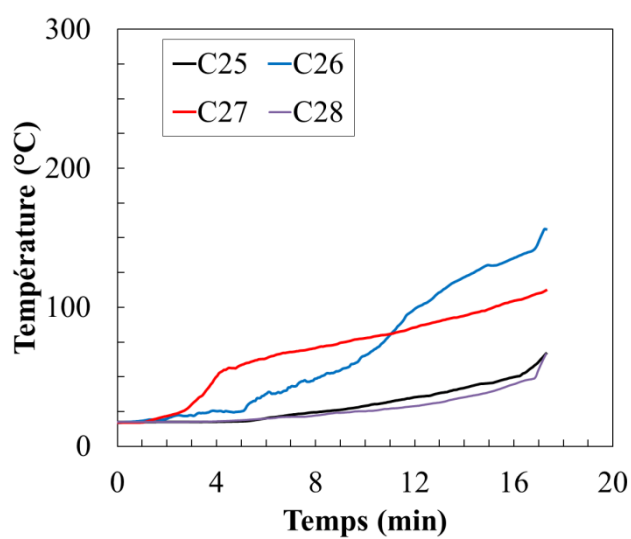


Figure 5.2-12: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 2.70 m.

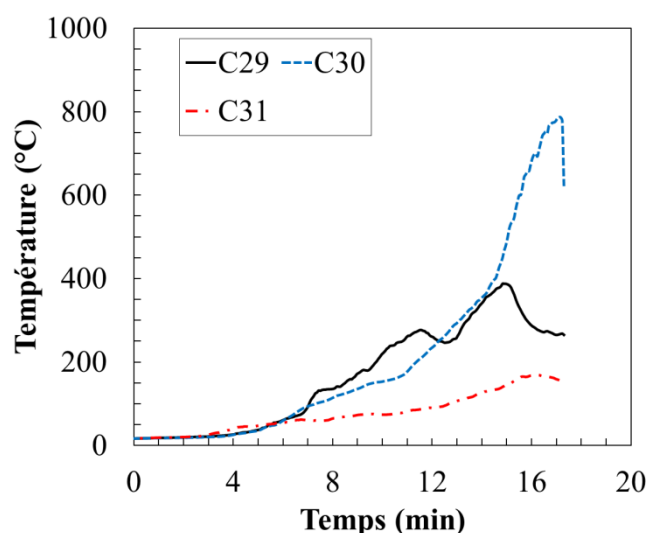


Figure 5.2-13: Evolutions de la température de surface du contreplaqué à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à une hauteur de 3.45 m.

Les températures des gaz mesurées à l'intérieur de la cavité sont présentées sur la Figure 5.2-14 et la Figure 5.2-15. Au niveau de ces mesures, on s'aperçoit qu'à l'intérieur de la lame d'air, la combustion est plus intense du côté gauche (Figure V-18) que du côté droit (Figure 5.2-15). Ce qui correspond à ce qui a été observé sur la face extérieure du revêtement. Les températures mesurées côté gauche (Figure 5.2-14) ne dépassent pas les 400°C. Cette température est cependant suffisante pour que la pyrolyse du bois ait lieu. Ces températures ne sont pas représentatives des températures de flamme classiques qui se situent aux alentours de 500°C [6][11][12][13]. Ainsi, on peut avancer l'hypothèse que ces gaz de pyrolyse sont transportés dans la lame d'air jusqu'à l'extérieur où une grande quantité d'oxygène est disponible. C'est pourquoi durant le Test 3 (façade ventilée), les flammes sont plus imposantes que lors du Test 2 (façade non-ventilée) et engendre une propagation plus importante sur la face extérieure de la façade. De plus, comme la partie haute de la façade est ouverte (aucune barrière horizontale), les gaz transportés jusqu'au bord supérieur de la façade réagissent dans cette zone au contact de l'oxygène.

Ainsi, on peut dire que l'augmentation de la puissance du feu est due au dégagement de gaz combustibles à l'intérieur de la cavité qui sont transportés à l'extérieur via la cavité par effet « cheminée ». Ces gaz qui brûlent donc en façade augmentent les actions thermiques sur la face extérieure du bardage, ce qui a pour conséquence d'accroître la propagation du feu par l'extérieur.

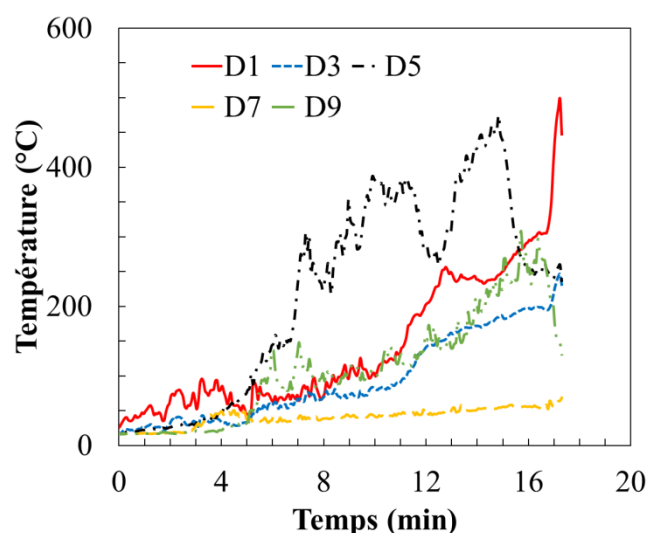


Figure 5.2-14: Températures mesurées à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à 10 mm de la face intérieure (Côté gauche).

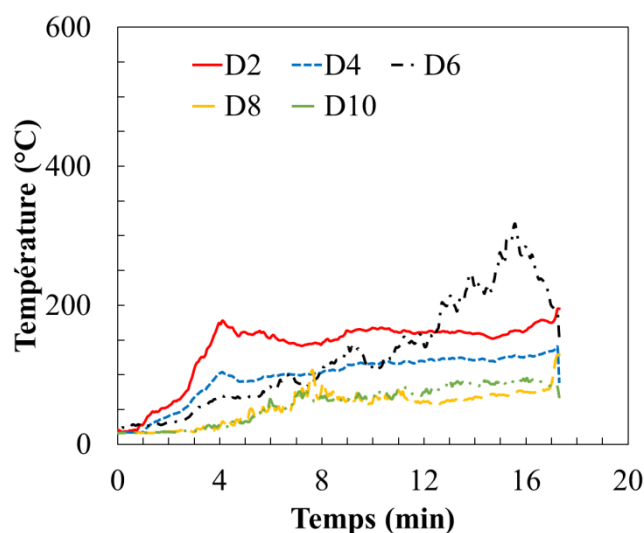


Figure 5.2-15: Températures mesurées à l'intérieur de la lame d'air de ventilation à 10 mm de la face intérieure (Côté droit).

5.2.6 OBSERVATION DE LA PROPAGATION DU FEU (ZONE CARBONISÉE DU BARDAGE COMBUSTIBLE)

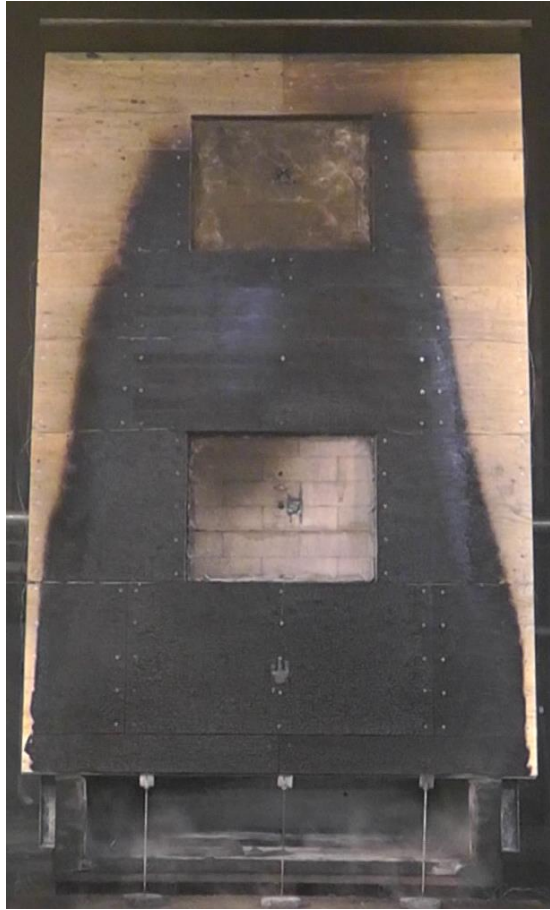
Une méthode permettant d'évaluer le niveau de propagation du feu sur la façade est d'observer les dommages subis par les bardages à la fin de l'essai. La Figure 5.2-16 présente une photographie des deux façades combustibles en fin d'essai. Les dommages observés sur les bardages en contreplaqué ont ensuite été répertoriés et classés en plusieurs catégories afin de comparer le niveau de propagation du feu en façade. Les dommages observés pour le Test 2 et le Test 3 sont schématisés respectivement sur la Figure 5.2-17 et la Figure 5.2-18.

Durant le Test 2 (façade combustible non-ventilée), aucun morceau de contreplaqué ne s'est décroché de la façade. De plus, il n'y a aucune zone où le bardage a été consommé

sur toute l'épaisseur, à l'exception du bord se situant directement au niveau de l'ouverture de la chambre à feu. En effet, ce bord était directement exposé aux flammes et a donc brûlé sur toute l'épaisseur. La partie la plus endommagée atteint tout juste le bord inférieur de la deuxième fenêtre fictive. Sur cette zone, le bois est largement carbonisé et la participation de la façade peut être considérée comme importante. Ensuite, on retrouve une zone où le bois est légèrement carbonisé voire à peine noirci ou décoloré. Dans cette zone, de petites flammes de paroi localisées ont pu être observées durant l'essai. Dans la partie haute de la façade, au-dessus de la deuxième fenêtre, le bardage a seulement été noirci par les suies. La propagation n'ayant pas atteint cette partie de la façade, aucune flamme n'était observée dans cette zone.

Lors du Test 3 (façade combustible ventilée), des morceaux, parfois assez larges, sont tombés ou ont été consommés sur toute l'épaisseur. Ceci est dû à l'exposition des deux faces du contreplaqué, à la fois dans la cavité et sur la face extérieure. C'est pourquoi on retrouve principalement cette zone de carbonisation importante juste au-dessus de la chambre à feu, jusqu'au bord inférieur de la première fenêtre fictive. Une autre zone, moins large, où des morceaux sont tombés, se situe au-dessus de cette première fenêtre. La grande quantité de gaz de pyrolyse dans cette zone a joué un rôle important dans les actions thermiques à cette hauteur. La zone où le bois est assez largement carbonisé s'étend jusqu'au bord inférieur gauche de la deuxième fenêtre fictive située au deuxième étage. Les dégâts observés sont bien plus importants que lors du Test 2 où la carbonisation était très localisée. Ici, la combustion de la façade a clairement été observée sur toute la hauteur. Les zones partiellement carbonisées atteignent le haut de la façade où des flammes étaient présentes durant l'essai. Certaines d'entre elles sortaient directement de la cavité.

Ces dégâts observés après essai démontrent l'influence de la lame d'air sur le risque de propagation du feu d'un étage à l'autre. Lorsque le bardage bois est directement monté contre la paroi inerte, le deuxième étage, représenté par la deuxième fenêtre fictive, a été relativement épargné et l'incendie n'aurait certainement pas atteint cet étage. Alors qu'avec une lame d'air de ventilation, on pourrait craindre que le feu se propage facilement aux étages supérieurs.

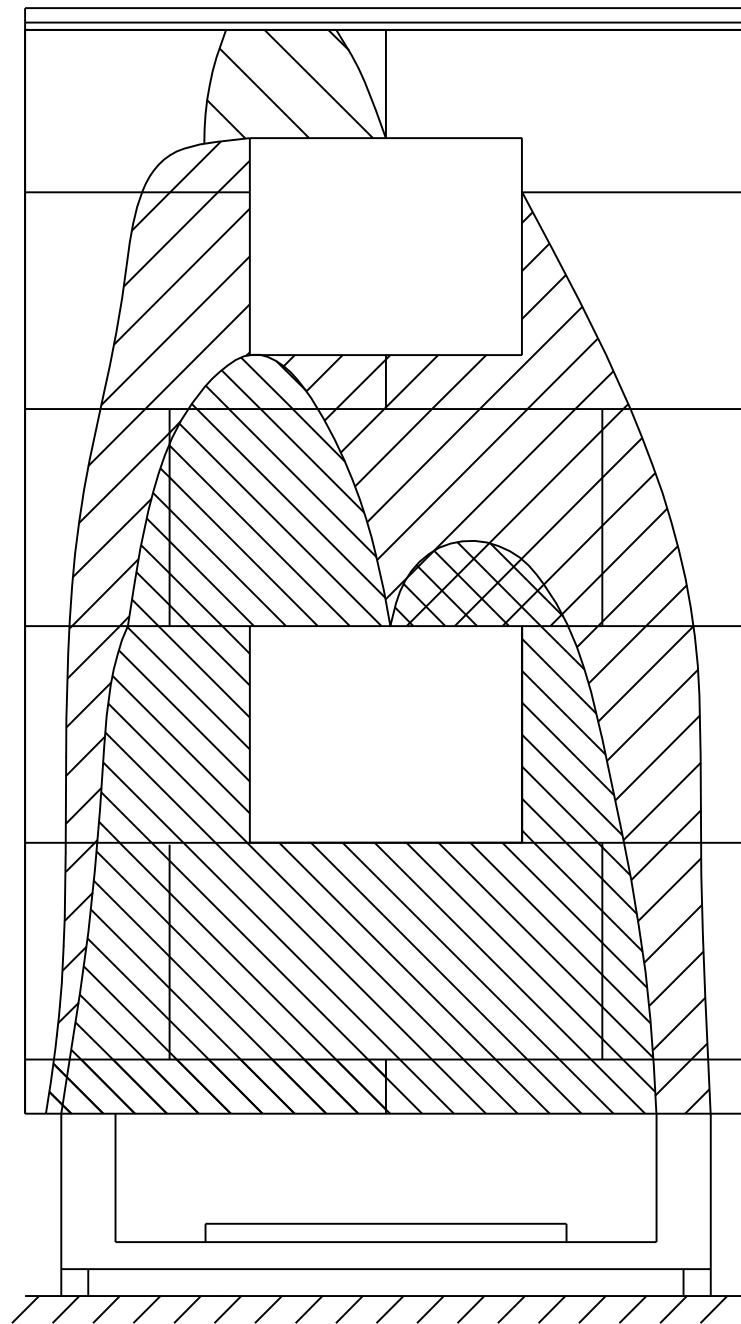


a)



b)

Figure 5.2-16: Photographies du banc des façades en fin d'essai : a) Façade combustible non-ventilée, b) Façade combustible ventilée.



-  Bardage non-endommagé
-  Bardage décoloré
-  Bardage légèrement carbonisé ou décoloré en surface
-  Bardage carbonisé

Figure 5.2-17: Répartition des dommages observés sur le contreplaqué à la fin du Test 2.

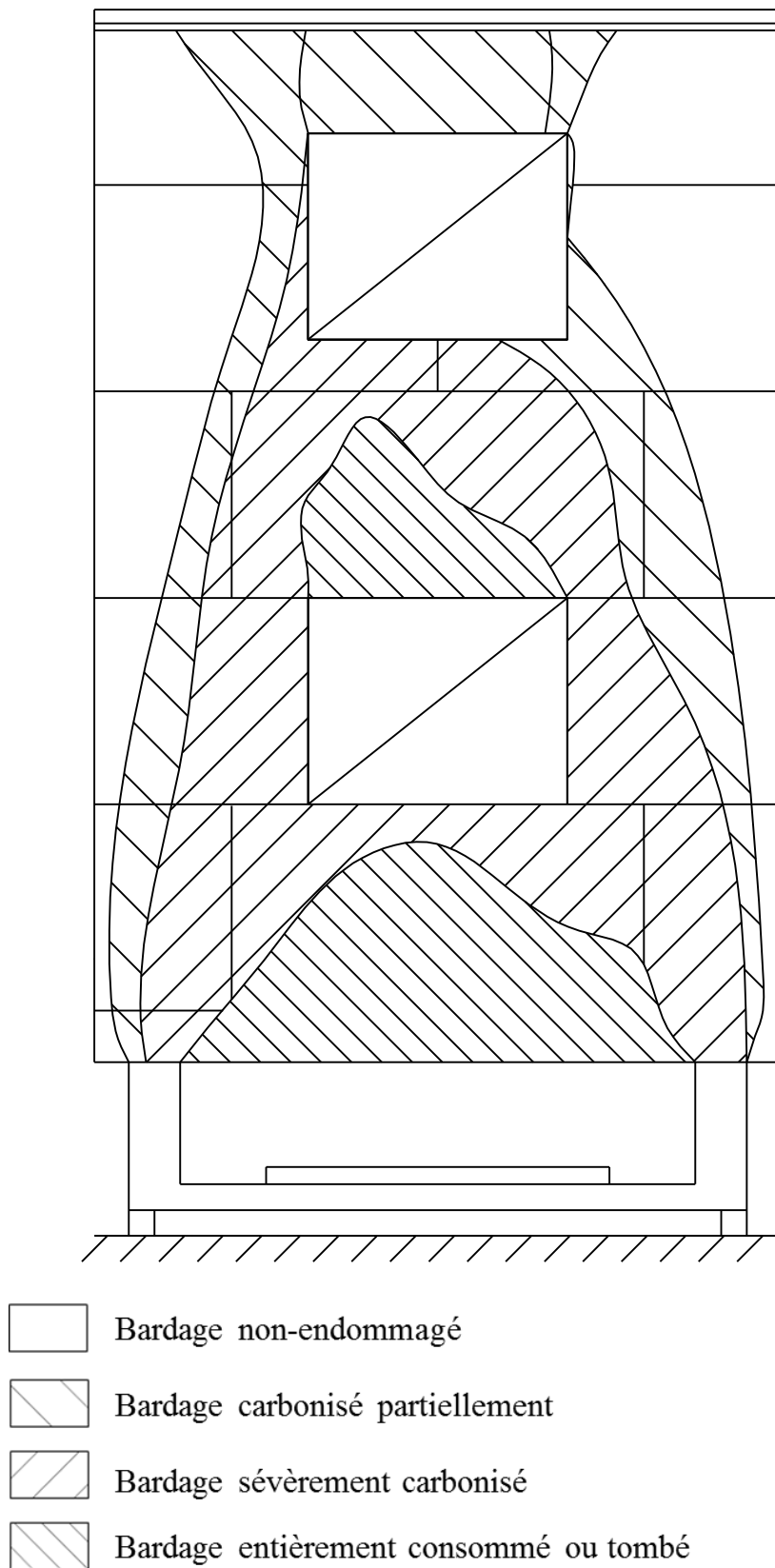


Figure 5.2-18: Répartition des dommages observés sur le contreplaqué à la fin du Test 3

5.2.7 EFFET DE LA LAME D'AIR DE VENTILATION

Dans cette étude expérimentale, une comparaison entre un bardage monté directement sur la façade inerte et un bardage monté avec une lame d'air de 20 mm a été réalisée avec pour objectif d'étudier l'influence de cette cavité sur la propagation du feu d'un étage à l'autre. La cavité était ouverte sur toute la hauteur de la façade, ainsi, les gaz pouvaient pénétrer dans la cavité au niveau de la chambre de combustion et sortir à l'extrémité supérieure de la façade. Les observations réalisées au cours des essais ont montré que le développement du feu était très différent lorsque l'on compare ces deux configurations de montage. En effet, la présence d'une lame d'air engendre un incendie beaucoup plus sévère comme on a pu le voir sur les mesures de débit calorifique (Figure 5.2-4), surtout au stade final de l'essai, à partir de 10 minutes.

La puissance libérée par la contribution du bardage était presque deux fois plus élevée dans l'essai avec cavité que dans l'essai sans cavité. Cela montre que celle-ci a un effet important sur le comportement du feu en façade, bien que les mesures effectuées sur la surface de contre-plaqué et la température des gaz dans la cavité aient été étonnamment faibles, ne traduisant pas une participation importante de la surface intérieure du bardage. Cependant, l'observation du développement du feu en façade a montré que la présence d'une cavité entre le bardage et le mur augmentait considérablement le risque de propagation verticale du feu. En effet, dans le cas de la façade non-ventilée, le feu n'a pas atteint la limite supérieure de la façade (la propagation s'est limitée au bord supérieur de la deuxième ouverture fictive), alors que dans le cas de la façade ventilée, des flammes sortantes de la cavité en haut de la façade ont été observées.

Cependant, il est important de faire un parallèle avec les configurations réelles de façades ventilées. Celles-ci sont souvent composées d'isolants (combustibles ou non-combustibles), de barrière coupe-feu permettant de limiter la propagation du feu et surtout ne sont généralement pas ouvertes au niveau des fenêtres. Cette dernière remarque met en évidence le fait que les flammes ou les gaz chauds ne peuvent pas s'insérer directement dans la cavité, surtout en début d'incendie.

5.3 CONCLUSION

Trois essais de façade à l'échelle réelle ont été réalisés : un test sur façade inerte, un sur façade en contreplaqué directement montée sur le béton cellulaire et un dernier avec une plaque de contreplaqué avec lame d'air de ventilation. Lors de chaque test, un grand nombre de mesures ont été effectuées afin d'obtenir la température de surface, celle dans la cavité de ventilation, la température du panache et le dégagement de chaleur provenant de la chambre de combustion.

Les tests de façade « pleine échelle » montrent que la production d'énergie à partir du revêtement en contreplaqué combustible est presque deux fois plus élevée quand une lame d'air de ventilation de 20 mm est utilisée derrière le revêtement. Dans une certaine mesure, ce résultat était attendu car les deux côtés de la plaque de contreplaqué peuvent participer à la combustion lorsque qu'il y a une lame d'air. De plus, l'effet « cheminée » peut avoir une influence importante. Cependant, il a également été noté à partir des mesures de température de surface et de la température de l'air dans la cavité d'air, que celles-ci étaient relativement faibles, généralement bien au-dessous de 300°C, sauf à une hauteur de 3.45 m au-dessus de la chambre de combustion, où la température a atteint environ 600 ° C en un point. Si on se base sur ces mesures, la quantité de pyrolyse devrait être très faible, mais les mesures colorimétriques, ainsi que les observations visuelles et les mesures de température sur la surface extérieure présentent un effet significatif de la cavité de ventilation sur la combustion de la façade. Il convient de noter que les températures ont été relevées seulement en certains points spécifiques et que certaines ont pu être plus élevées dans d'autres régions.

Dans les tests de façade, il existe fréquemment des exigences sur la propagation de la flamme sur la surface ainsi qu'à l'intérieur de la façade via les matériaux isolants souvent combustibles. Actuellement, l'évaluation de la propagation du feu se fait généralement par inspection visuelle après essai, voire pendant l'essai. Dans d'autres pays, la température peut être mesurée dans le panache à une certaine distance de la surface de la façade. Dans la présente étude, des thermocouples ont été installés sur la surface, ainsi que dans le panache, et une estimation de la température de combustion de la paroi a été effectuée. Pour le type de contreplaqué testé, la carbonisation se produit lorsque la température de surface atteint environ 300°C. Cette température a été estimée à la fois via les tests de façade « pleine échelle » et de tests effectués avec le SBI.

Chapitre 6

CONCLUSION GENERALE

Ce travail de thèse s'est intéressé à l'analyse des phénomènes de propagation du feu en façade. Pour mener à bien cette analyse, il a été décidé d'utiliser un code de calcul dédié à la simulation incendie afin d'exploiter ses capacités prédictives. Ainsi, dans un premier temps, une étude sur l'aptitude du code de calcul sélectionné à modéliser les flammes de paroi a été réalisée. Tout d'abord sur une flamme de paroi issue d'un brûleur vertical pour étudier les écoulements le long d'une paroi vertical puis avec feu de compartiment avec sortie de flamme pour étudier les échanges aérauliques au niveau de l'ouverture du compartiment. Cette étude a également permis de prendre en main l'outil de calcul et de mettre en évidence l'influence des paramètres d'entrée sur les prédictions numériques et ainsi d'identifier les forces et les limites de ce code de calcul.

Une fois cette étape de validation réalisée, une étude sur l'influence des paramètres géométriques de la façade (dimensions des ouvertures, présence d'obstacle en façade...) a été menée afin de dégager les paramètres limitant ou à l'inverse augmentant le risque de propagation du feu. Cela a permis de valider et parfois de simplifier les corrélations existantes permettant d'estimer les puissances libérées ou la hauteur de flamme. Les simulations effectuées ont mis en avant la capacité du code à tenir compte de ces paramètres dans la modélisation. Ainsi, l'influence de la façade ou d'obstacles, sur l'écoulement extérieur a pu être observée. Cette étude a permis de valider la capacité du code à modéliser les écoulements au niveau de l'ouverture qui contrôlent l'apparition des flammes extérieures. En effet, les prédictions du débit à l'ouverture et de la puissance libérée à l'intérieur du compartiment sont en très bon accord avec les corrélations de la littérature. Il a été possible d'observer que des ouvertures de grandes dimensions permettent de limiter l'apparition de flammes extérieures en permettant au foyer d'être suffisamment ventilé pour qu'il n'y ait pas d'imbrûlé éjecté par l'ouverture. Dans le même temps, l'apport d'air frais dans le compartiment en feu diminue ainsi considérablement la température moyenne des gaz à l'intérieur. Un autre paramètre permettant de limiter le risque de propagation verticale est la présence d'un balcon qui permet

de diminuer les actions thermiques sur la façade. À l'issue de ces travaux, il ressort que le code de calcul a de bonnes capacités prédictives des actions thermiques dans les zones proches de la façade, dans le cas d'une façade non-combustible et d'une source de feu connue. En d'autres termes, le code de calcul reproduit convenablement les écoulements et en particulier les flammes extérieures lorsque la source est caractérisée et lorsque la façade se dégrade peu et qu'elle ne participe pas à la propagation du feu. Ce résultat est d'ores et déjà exploitable par les ingénieurs en phénomènes physiques du feu amenés à évaluer les contraintes thermiques incidentes à des éléments de structure se trouvant en façade, dans le cadre de l'ingénierie de résistance au feu.

Dans un deuxième temps, une étude expérimentale a été réalisée afin d'étudier la propagation du feu le long d'une façade combustible. La bibliographie a pu mettre en avant le manque de donnée disponible notamment sur des configurations académiques simples permettant de valider les modèles de pyrolyse actuel. En effet, les travaux actuels sur le risque incendie en façade se focalisent principalement sur des systèmes de façade existant comportant un grand nombre de matériaux combustibles (bardages, isolants...). De plus, les mesures sont limitées à des positions précises souvent dictées par la réglementation des différents pays ayant menées ces investigations. C'est pourquoi, la réalisation d'essai est nécessaire. Ainsi, une base de données solide sur la propagation verticale du feu, notamment dans le cas d'une paroi combustible (contreplaqué bois) a ainsi été constituée. En complément de ces essais, une caractérisation du bois utilisé pour le bûcher et des essences de bois mises en œuvre en façade a été réalisée au laboratoire de réaction au feu du CSTB. Cette étude a permis de fournir des données expérimentales et numériques afin d'améliorer les modèles pour mieux prévoir et contrôler les incendies dans les bâtiments. Une série de simulation a ainsi été réalisée et a permis de mettre en avant les limites du modèle de pyrolyse du code de calcul sélectionné. Par exemple, la détermination de paramètres tels que le facteur pré-exponentiel (A) et l'énergie d'activation (E) est délicate et il n'existe pas de couple E/A unique. Cependant, une étude de sensibilité à ces paramètres a pu montrer que les prédictions numériques sur ce type de configuration ne sont pas si éloignées des résultats expérimentaux. Les niveaux de températures sont du même ordre de grandeur et la hauteur de propagation est assez bien estimée. Les résultats obtenus lors de cette étude ne permettent cependant pas de valider ces modèle pour des applications en ingénierie de la sécurité incendie.

Des essais complémentaires sur des configurations plus complexes, ou plus représentatives de façades réelles pourront être menés pour compléter ces résultats expérimentaux. Par exemple, l'utilisation de façades multicouches composé de différents matériaux (isolants, bardages...) permettrait d'élargir cette base de données et d'évoluer vers des modèles de propagation plus complets tenant compte des différents matériaux constitutifs participants à la propagation de l'incendie. Ainsi, dans ce travail de thèse, une première étape a déjà été réalisée en intégrant expérimentalement une lame d'air de ventilation entre le bardage et le mur afin d'étudier l'influence de cette cavité sur le développement et la propagation de la flamme le long de la façade. Il a été possible de mettre en avant le caractère aggravant de ce type de configuration. En effet, l'apport en termes de puissance dégagée et de

hauteur de propagation observée est considérable. Bien entendu, s'agissant d'une configuration académique uniquement destinée à observer l'effet de cette lame d'air, des tests complémentaires sont nécessaires afin de tenir compte des finitions au niveau des fenêtres et de l'isolation utilisés, ces facteurs ayant également une influence non-négligeable. Aucune simulation numérique n'a été réalisée sur cette configuration. En effet, les limites du code de calcul ne permettent pas encore de modéliser ce type de configuration. En effet, la cavité ne mesurant que 20 mm d'épaisseur, un maillage très fin (de l'ordre de 2 à 4 mm) devrait être utilisé pour décrire les mouvements des fluides à l'intérieur. Ces dimensions ne sont pas compatibles avec celle utilisées pour décrire le comportement du foyer (maille de 10 cm). De plus, de nos jours, des phénomènes tels que la chute de débris ou de gouttes enflammées responsable de la propagation verticale vers le bas ne sont pas modélisables. C'est également le cas des configurations entièrement vitrées du fait de l'inhomogénéité des dégâts subit. En effet, de nombreuses hypothèses simplificatrices sont nécessaires.

A l'issue de ces travaux de thèse, les perspectives pouvant être envisagées sont les suivantes :

- Les codes de calcul sont une solution envisageable pour le développement et l'amélioration de corrélations simplifiées permettant de calculer les caractéristiques d'une flamme pariétale.
- Une amélioration des modèles de pyrolyse disponible dans le code de calcul utilisé est nécessaire. En effet, les résultats obtenus sur une configuration académique montrent que les prédictions ne sont pas encore assez fiables. De plus, la prise en compte de différents matériaux combustibles doit être investiguée.
- La réalisation d'essais complémentaires permettant de développer la base de données. De nouveaux essais sur différents matériaux pourraient permettre aux développeurs de codes de calcul d'obtenir des données précieuses pour la validation de ces codes.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Instruction technique 249
- [2] Code de la construction et de l'habitation
- [3] De Oliveira Annarumma M. (1989), Modélisation numérique et validation expérimentale des flammes de diffusion turbulentes dominées par les effets de gravité, Thèse de Doctorat de l'université de Poitiers.
- [4] Bellin B. (1990), Etude expérimentale et approche numérique de l'interaction de deux feux de parois verticales opposées en espace semi-confiné, Thèse de Doctorat de l'université de Poitiers.
- [5] Audouin L. (1995), Etude de la structure d'une flamme simulant un incendie de produits industriels. Caractérisation et modélisation de cas réels de feux, Thèse de Doctorat de l'université de Poitiers.
- [6] Coutin M. (2000), Etude expérimentale et théorique de l'influence de l'entraînement naturel de l'air sur le comportement d'une flamme représentative d'un incendie, Thèse de Doctorat de l'université de Poitiers.
- [7] Kawagoe K. (1958), Fire Behaviour in Rooms, Report of the Building Research Institute, Ibaraki-ken, Japan, No. 27.
- [8] Yokoi S. (1960), Study on the prevention of fire-spread caused by hot upward current, Technical Report, Japanese building Research institute.
- [9] Lee Y.P., Delichatsios M.A, Ohmiya Y., Wakatsuki K. (2009), Heat fluxes on opposite building wall by flames emerging from an enclosure, Proceedings of the Combustion Institute 32, 2551-2558.
- [10] Lee Y.P., Delichatsios M.A, Silcock G.W.H. (2006), Heat flux distribution and flame shapes on the inert facade, Fire Safety Science – Proceedings of 9th international symposium, 193-204.
- [11] Lee Y.P., Delichatsios M.A., Silcock G.W.H. (2007), Heat fluxes and flame heights from fires in enclosure of varying geometry, Proceedings of the Combustion Institute 31, 2521-2528.
- [12] Tang F., Hu L.H., Delichatsios M.A, Zhu W., Lu K.H. (2012), Experimental study on flame height and temperature profile of buoyant window spill plume from an under-ventilated compartment fire, International Journal of Heat and Mass Transfer 55, 93-101.
- [13] Lu K.H., Hu L.H., Delichatsios M.A, Tang F., Qiu Z., He L. (2015), Merging behavior of façade flames ejected from two windows of an under-ventilated compartment fire, Proceedings of the Combustion Institute 35, 2615-2622.

- [14] Lu K.H., Hu L.H., Tang F., Delichatsios M.A, Zhang X., He L. (2013), Facade flame heights from enclosure fires with side wall at the opening, *Procedia Engineering* 62, The 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, 202-210.
- [15] Lu K.H., Hu L.H., Tang F., Zhang X., He L., Qiu (2014), Experimental investigation on window ejected façade flame heights with different constraint side wall lengths and global correlation, *International Journal of heat and Mass Transfer* 78, 17-24.
- [16] Lu K.H., Hu L.H., Tang F., Zhang X., He L., Qiu (2014), Heat flux profile upon building façade with side walls due to window ejected fire plume : An experimental investigation and global correlation, *Fire Safety Journal* 70, 14-22.
- [17] Yoshioka H., Ohmiya Y., Noaki M., Yoshida M. (2012), Large-scale façade fire tests conducted based on ISO 13785-2 with noncombustible façade specimens, *Fire Science and Technology* Vol.31, 1-22.
- [18] Yoshioka H., Yang H.C., Tamura M. (2011), Study of test method for evaluation of fire propagation along façade wall with exterior thermal insulation, *Fire Science and Technology* Vol.30, 27-44.
- [19] Nishio Y., Yoshioka H., Noguchi T., Ando T., Tamura M. (2013), Experimental study on fire propagation over combustible exterior facades in Japan, *Proceedings of 1st international Seminar for Fire Safety of Façades*, 04001.
- [20] Korhonen T., Hietaniemi J. (2005), *Fire Safety of Wooden Façades in Residential Suburb Multi-Storey Buildings*, VTT Working Papers 32, VTT Building and Transport.
- [21] Chow W.K., Hung W.Y. (2006), Effect of cavity depth on smoke spreading of double-skin façade, *Building and Environment* 41, 970-979.
- [22] Chow W.K., Hung W.Y., Gao Y., Zou G., Dong H. (2007), Experimental study on smoke movement leading to glass damages in double-skinned façade, *Construction and Building Material* 21, 556-566.
- [23] Dhima D., Gaillard J.M. (2015), Experimental study of fire behaviour of wooden façades, 10th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology.
- [24] CSTB (2016), *Bois construction et propagation du feu par les façades en application de l’Instruction Technique 249 version 2010*.
- [25] Ministère de l’intérieur, Ministère de l’environnement, de l’Energie et de la Mer, Ministère du Logement et de l’Habitat durable (2016), *Protection contre l’incendie des façades béton ou maçonnerie revêtus de systèmes d’isolation thermique par enduit sur polystyrène expansé (ETICS-PSE)*.
- [26] Tourvé A., Ren N., Wang Y. (2013), Large eddy simulation of vertical turbulent wall fires, *The 9th Asia-Oceannia Symposium on Fire Science and Technology, Procedia Engineering* 32, 443-452.

- [27] Wang H.Y., Joulain P. (2002), Large-eddy-simulation of buoyancy-driven fire propagation behind a pyrolysis zone along a vertical wall, *Fire Safety Journal* 37, 259-285.
- [28] Wang H.Y., Joulain P. (2005), Turbulent fires by using large eddy simulation, *Fire Safety Science, Proceedings of the eighth international symposium*, 975-986.
- [29] Brehob E.G., Kim C.I., Kulkarni A.K. (2001), Numerical model of upward flame spread on practical wall materials, *Fire Safety Journal* 36, 225-240.
- [30] Brehob E.G., Kulkarni A.K. (1998), Experimental measurements of upward flame spread on a vertical wall with external radiation, *Fire Safety Journal* 31, 181-200.
- [31] Jansson R., Anderson J. (2012), Experimental and numerical investigation of fire dynamics in a façade test rig, *Proceedings of Fire Computer Modeling, Santander, Espagne*, p. 18-19.
- [32] Jansson R., Anderson J. (2013), Façade fire tests – measurements and modeling, *Proceedings of the 1st International Seminar for Fire Safety of Façades*, 02003.
- [33] Xing X.F., Zhang J.Y., Li Y.F. (2013), A computational study on structural barrier to vertical spread of window spill plum along building exterior facade, *Procedia Engineering* 52, 475-482.
- [34] Mammoser III J.H., Battaglia F. (2004), A computational study on the use of balconies to reduce flame spread in high-rise apartment fires, *Fire Safety Journal* 39, 277-296.
- [35] Zhao N., Zhang J.Y., Xing X.F. (2014), A computational study on effect of balcony on vertical spread of window spill plum along building exterior facade, *Procedia Engineering* 71, 523-528.
- [36] Li J., Xing X., Hu C., Li Y., Yin C., Liu S. (2012), Numerical study on effects of cavity width on smoke spread in double-skin façade, 2012 International Symposium on Safety Science and Technology, *Procedia Engineering* 45, 695-699.
- [37] Carlsson J., Karlsson B. (2001), Numerical simulation of fire exposed facades – An initial investigation, Lund university.
- [38] De Gracia A., Castell A., Navarro L., Oró E., Cabeza L.F. (2013), Numerical modeling of ventilated facades: A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 22, 539-549.
- [39] McGrattan K., McDermott R., Hostikka S., J. Floyd (2013), *Fire Dynamics Simulator (Version 6), user's guide*, NIST Special Publication.
- [40] Desanghere S. (2006), Détermination des conditions d'échauffement de structure extérieure à un bâtiment en situation d'incendie, Thèse de doctorat, INSA de Rouen.
- [41] Tewarson A. (2002), Generation of heat and chemical compounds in fires, *SFPE Handbook of fire protection Engineering, Third, Chapitre Hazard Calculations*, p.3-82, 3-161.

- [42] McCaffrey B. (1981), Some Measurements of the Radiative Power Output of Diffusion Flames, WSS/CI 81-15, Western States Section, Combustion Institute, Pittsburgh.
- [43] de Ris J. (1979), Fire Radiation – A Review, Proceedings of the Combustion Institute 17, p.1003-1016.
- [44] Tien C.L., Lee S.C. (1982), Flame Radiation, Progress in Energy Combustion Science 8, p.41-59.
- [45] Lautenberger C.W. (2002), CFD simulation of soot formation and flame radiation, Master Thesis, Worcester Polytechnic Institute.
- [46] Zukoski E.E., Cetegen B.M., Kubota T. (1984), Visible structure of buoyant diffusion flames, 20th Symposium on combustion / The combustion Institute, P. 361-366.
- [47] Kruppa J. (1979), Comportement au feu des poteaux extérieurs en acier, Technical Report 1.012-4, Centre Technique Industriel de la Construction Métallique.
- [48] Paloposki T., Saastamoinen J., Klobut K., Tuomaala P. (2014), Analysis of wood firing in stoves by oxygen consumption method and the carbon dioxide generation method, Biomass and Bioenergy 61, 1-24.
- [49] Bundy M. (2007), Measurements of Heat and Combustion Products in Reduced-Scale Ventilation-Limited Compartment Fires, NIST Technical Note 1483.
- [50] Kaye N.B., Hunt G.R. (2004), Time-dependent flows in an emptying filling box, Journal of Fluid Mechanics 520, 135-156.
- [51] Bundy M., Hamins H., Johnsson E.L., Kim S.C., Ko G.H., Lenhert D.B. (2007), Measurements of heat and combustion products in reduced-scale ventilation-limited compartment fires, NIST Technical Note 1483.
- [52] Gottuk D.T., Lattimer B.Y. (2002), Effect of combustion conditions on species production, SFPE Handbook of fire protection Engineering, Third Edition, Chapitre Fire Dynamics, p.2-54, 2-82.
- [53] BSI. (2002), BS 8414-1:2002 Fire performance of external cladding systems. Test methods for non-loadbearing external cladding systems applied to the face of a building, UK. British Standards Institute.
- [54] BSI. (2005), BS 8414-2:2005 Fire performance of external cladding systems Test method for non-loadbearing external cladding systems fixed to and supported by a structural steel frame, UK. British Standards Institute.
- [55] Babrauskas V. (2002), Heat Release Rates, SFPE Handbook of fire protection Engineering, Third Edition, Chapitre Hazard Calculations, p.3-1, 3-36.
- [56] Drysdale D. (2002), Introduction to fire dynamics, Third Edition.
- [57] Fateh T. (2011), Etude expérimentale et numérique de la cinétique de décomposition thermique de contreplaqués en bois, Thèse de Doctorat de l'université de Poitiers.

- [58] Nolan P.F., Brown D.J., Rothwell E. (1973), Gamme-radiographic study of wood combustion, 14th Symposium (Intl.) on Combustion, The combustion Institute, Pittsburg.
- [59] AFNOR (2006), Eurocode 5 – Conception et calcul des structures en bois – Partie 1-1 : Généralités – Règles communes et règles pour les bâtiments, NF EN 1995-1-1.
- [60] Robert P. (1984), De la foret aux chaufferies à bois à l'alimentation automatique.
- [61] Babrauskas V. (2001), Ignition of Wood : A Review of the State of the Art, pp. 71-88 in Interflam 2001, Interscience Communications Ltd., London
- [62] SP Fire 105, External wall assemblies and façade claddings, Reaction to fire, Issue 5, 1994
- [63] Boström L., Skarin C., Duny M., McNamee R. (2016), Fire test of ventilated and unventilated wooden façades, SP Report 2016:16
- [64] Ondrus J., Pettersson O. (1986), Fire hazards of façades with externally applied additional thermal insulation – Full scale experiments, Report LUTVDG/(TVBB-3025), Lund Institute of Technology, Lund, Sweden.
- [65] Dalberg M. (1992), The SP Industry Calorimeter fore rate of heat release measurements up to 10 MW, SP Report 1992:43, Boras, Sweden.
- [66] CSTB (2016), Bois construction et propagation du feu par les façades en application de l'Instruction Technique 249 version 2010.

Résumé :

Pour des raisons d'économie d'énergie, les façades des bâtiments deviennent de plus en plus sophistiquées à la fois par leurs configurations et leurs compositions. Mais la quantité de combustible de ces nouvelles façades est bien supérieure à celle des façades traditionnelles. Par conséquent, le risque de propagation du feu via la façade est plus important. Ainsi, l'objectif de ce travail est de modéliser le développement du feu à l'intérieur et à l'extérieur d'un bâtiment en prenant en compte différentes configurations et compositions de façade. Cette recherche expérimentale et numérique a permis d'identifier les paramètres qui augmentent ou diminuent le risque de propagation du feu via une façade. Dans un premier temps, après avoir vérifié la capacité du code de calcul à modéliser les flammes pariétales, une étude numérique qui étudie l'influence de la géométrie d'une façade sur la propagation du feu via la façade a été réalisée. En effet, les différents phénomènes liés aux dimensions des ouvertures et/ou à la configuration de la façade ont été identifiés. Il a donc été possible d'analyser leur influence sur le risque de propagation du feu en façade à travers des grandeurs telles que la puissance libérée à l'extérieur du bâtiment ou encore la hauteur de flamme et les actions thermiques engendrées. Parmi les configurations étudiées figurent des géométries plus ou moins complexes pouvant être rencontrées sur les bâtiments. Par exemple, les ouvertures multiples ou encore des configurations en « U » afin d'étudier l'influence de l'effet cheminée sur l'extension des flammes. En effet, ce type de configurations a déjà été la cause d'une propagation rapide d'incendies via des façades quelles que soient leurs compositions. Par la suite, une étude expérimentale sur la propagation du feu sur une paroi combustible a été réalisée avec deux objectifs. Tout d'abord afin d'étudier les phénomènes de propagation sur une façade combustible (température de flamme, hauteur de propagation, contribution énergétique de la façade), mais également pour récolter des données expérimentales permettant la validation de modèles de propagation et les simulations numériques dans cette situation. Dans un deuxième temps, une nouvelle campagne expérimentale a permis d'étudier l'influence de la présence d'une lame d'air de ventilation entre le bardage et le mur sur la propagation du feu. Cette dernière configuration est largement utilisée dans la construction des façades comportant généralement une couche d'isolation dans la lame d'air. Cette recherche, à la fois académique et applicative, a permis de fournir des informations originales sur le développement et le comportement du feu le long d'une façade, qu'elle soit combustible ou non. Les résultats numériques présentés mettent en évidence les différents paramètres gouvernant le développement d'un feu le long d'une façade, ce qui facilite la compréhension des phénomènes liés à cette problématique. De plus, les différents essais réalisés pourront servir de base de données à la modélisation de la propagation d'un incendie le long d'une paroi combustible, ainsi qu'à la mise au point des modèles de développement et de propagation.

Mots-clés : Incendies--Prévention--Recherche, Façades, Flammes, Simulation par ordinateur, Feu de compartiment, Etude expérimentale.

Abstract :

In order to enhance the energy efficiency of buildings, the facades are becoming more sophisticated in both their configurations and compositions. However, the amount of fuel of these new facades is much higher than that of traditional facades. Therefore, the risk of fire spread through the facade is more important. Thus, the objective of this work is to model the fire development inside and outside of a building, taking into account different configurations and facade compositions. This experimental and numerical research has identified the parameters that increase or decrease the risk of fire spread via the facade. First, after verifying the capacity of the FDS code to model the parietal flames, a numerical study that examines the influence of the geometry of a facade fire spread was completed. Indeed, the various phenomena related to openings dimensions and / or configurations of the facade have been identified. It was therefore possible to analyze their influence on the risk of fire spread along the facade using quantities such as the heat released outside the building, the flame height and thermal actions (temperature, fluxes). Among the configurations studied are contained more or less complex geometries that can be encountered on the buildings. For example, multiple openings or "U" configurations were investigated in order to study the influence of the chimney effect on the extension of flames. Indeed, this type of configuration has already been the cause of the rapid spread fire through walls regardless of their compositions. Subsequently, an experimental study on fire spread along a combustible wall was realized with two goals. First, a series of tests was performed in order to observe propagation phenomena on a combustible facade and to collect experimental data to validate propagation models and numerical simulations in this situation. Secondly, another experimental campaign was used to study the influence of the presence of a ventilation air gap between the cladding and the wall on the spread of fire. This latter is widely used in the construction of facades. This research, both academic and applicative, has provided new information on the fire development and fire behavior along a facade, combustible or not. The numerical results demonstrate the various parameters governing the development of a fire along a facade, which facilitates the understanding of phenomena related to this issue. In addition, various tests can be used as a database for the modeling of fire spread along a combustible wall. Thus, this work contributes to the development of models of fire development and spread on buildings via the facade.

Keywords : Fire prevention--Research, Facades, Flame, Computer simulation, Compartment fire, Experimental study.