

THÈSE DE DOCTORAT

MESURES À ÉCHELLE RÉDUITE DE PARAMÈTRES PERTINENTS ISSUS DE SCENARIOS FEU

Présentée et soutenue publiquement à

L'Université de Lille

École Doctorale Sciences de la Matière, du Rayonnement et de l'Environnement

Unité de Matériaux et Transformation, UMR CNRS 8207

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR

En Molécules et Matière Condensée

Spécialité : Chimie des Matériaux

Par

Roland ADANMENOU

Thèse dirigée par

Prof. Serge BOURBIGOT et Dr. Fabienne SAMYN

Soutenue le 14 octobre 2020 devant la Commission d'Examen composée de :

Prof. Pascal BOULET	Université de Lorraine, France	Président du jury
Dr. Eric GUILLAUME	Efectis, France	Rapporteur
Dr. Henri VAHABI	Université de Lorraine, France	Rapporteur
Prof. Maude JIMENEZ	Université de Lille, France	Examinatrice
Prof. Serge BOURBIGOT	ENSCL, France	Directeur de thèse
Dr. Fabienne SAMYN	ENSCL, France	Co-encadrante de thèse

« L'heure la plus sombre est celle qui vient juste avant le lever du soleil » Paulo Coelho L'Alchimiste

À ma défunte mère, Aurélie... À ma femme, Jihane

Remerciements

Tout d'abord, je souhaiterais remercier le professeur Alexandre LEGRIS, ancien directeur du laboratoire UMET, ainsi que le professeur Patrice WOISEL, actuel directeur du laboratoire UMET, de m'avoir donné la possibilité d'intégrer le laboratoire et d'y effectuer mon doctorat.

Je tiens à remercier mes superviseurs, Serge, Fabienne, Maude et Sophie qui m'ont donné l'occasion de collaborer avec eux sur ce projet. Ce fut un grand plaisir de travailler avec eux, merci beaucoup pour leurs conseils, leurs encouragements et leur soutien scientifique précieux tout au long de ce doctorat.

Je tiens à remercier avec une profonde gratitude, le docteur Eric GUILLAUME, le docteur Henri VAHABI et le professeur Pascal BOULET qui ont accepté d'examiner cette thèse et de faire partie du jury.

Je tiens également à remercier le Conseil européen de la recherche (ERC) pour le financement du projet FIREBAR Concept (« ERC Advanced Grant Agreement no. 670747 ») ainsi que les membres de l'équipe du projet pour leurs contributions et leurs précieux commentaires lors de nos réunions mensuelles.

Je remercie également Virginie DREAN du groupe Efectis, pour son aide et ses conseils au cours de cette thèse.

Un grand merci à tous les membres actuels et précédents de l'équipe pour les conditions favorables de travail. Merci à tous les membres permanents et au personnel technique du laboratoire : Pierre, Johan, Ben, Serge, Fabienne, Maude, Sophie, Gaëlle, Fanny, Tsila, Severine, Mathilde, Charaf'.

5

Un merci tout particulier à Pierre et Johan. Pierre, merci pour ton support technique ton aide tout au long de ce doctorat et nos discussions qui m'ont mis à l'aise dès mes premiers jours au sein du laboratoire.

Johan, un grand merci pour ton appui technique, ton soutien moral et pour m'avoir aidé et accompagné tout au long de la réalisation de ce banc et de cette thèse. Sans toi, le « R&J jet » n'aurait pas vu le jour.

Merci également aux autres doctorants/post-doctorants (anciens et actuels) : Mr Dean (fréro), Adi, Angeline, Anne-lise, Alexandre, Charlotte, Elodie, Fei, Laura, Manon, Mariette, Sophie, Maryem, Ninit, Agnès, Chi, Laurie, Hirak, Kai, Gizem, Pauline, Sawsen, en espérant n'avoir oublié personne. Merci pour les bons moments partagés, votre aide et nos différentes discussions, vous avez été d'une grande importance dans la réalisation de ce travail.

Un immense merci à mon coup de cœur Ben et à sa femme Léa. Ben, merci pour ton soutien sans faille tant au niveau professionnel que personnel. Merci à toi pour ton support technique, pour ton appui en tant qu'ami et merci pour ton soutien moral en tant que frère. Je suis reconnaissant pour toute l'aide que tu m'apportes dans ma vie. Léa, merci à toi aussi pour ton soutien tout au long de cette aventure et pour les bons moments passés et à venir.

Pour finir, je tiens à remercier ma famille et mes proches : Papa, Patrice, Judith, Odilon, Mamadou, Salim, Yannick, Jean Thomas, Isaac, qui m'ont toujours soutenu tout au long de cette thèse, mais aussi dans la vie. Particulièrement, je serai éternellement reconnaissant envers les deux femmes les plus importantes de ma vie : ma mère et ma femme. Merci à ma mère pour l'éducation, la force et le courage qu'elle a su me donner tout au long de sa vie. Merci à Jihane qui partage ma vie, de m'avoir soutenu, encouragé et aidé pendant toute cette thèse. Merci pour ta patience, ton calme et ton amour!

Table des matières

REMERCIEMENTS	5
TABLE DES MATIÈRES	8
LISTE DES ABRÉVIATIONS	10
NOMENCLATURE	12
INTRODUCTION GÉNÉRALE	16
CHAPITRE I : ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE	21
I.1. Les densités de flux de chaleur générées par les scénarios 'feu'	22
I.1.1. Les densités de flux de chaleur inférieures à 150 kW/m²	
I.1.1.A. Les feux de combustibles solides	22
I.1.1.B. Les feux d'armoires électriques	24
I.1.1.C. Les feux de véhicules	26
I.1.1.D. Les feux de végétations	28
I.1.1.E. Les feux de bâtiments	30
I.1.2. Les densités de flux de chaleur supérieures à 150 kW/m²	
I.1.2.A. Les BLEVE	35
I.1.2.B. Les feux de nappe	36
I.1.2.C. Les jet fires	38
I.1.3 Conclusion sur les scénarios 'feu'	
I.2. LA RÉDUCTION D'ÉCHELLE	53
I.2.1. L'analyse dimensionnelle	
I.2.2. Les bancs d'essais dans le domaine du feu	
I.3. CONCLUSIONS	66
CHAPITRE II • FEUX EXTRÊMES À ÉCHELLE RÉDUITE • EXPÉRIMENTATION ET	
MODÉLISATION	68
II.1. CONCEPTION DU NOUVEAU BANC D'ESSAIS À HAUTES DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES	70
II.1.1. Source de chaleur	
II.1.1.A. Type de source	70
II.1.1.B. Identification des nombres adimensionnels	73
II.1.1.C. Caractérisation des densités de flux thermiques délivrées par le brûleur	78
II.1.2. Échantillon et porte échantillon	
II.1.3. Instrumentations du banc et métrologie de l'essai	
II.1.3.A. Moyen de mesure de la densité de flux thermique	
II.1.3.B. Sensibilité de la densité de flux thermique	
II.1.3.C. Moyens de mesures de température et champs de température	92
II.1.4. Banc et protocole d'essais	
II.2. DENSITÉ DE FLUX DE CHALEUR ET TEMPÉRATURES GÉNÉRÉES PAR LE BANC	95
II.2.1. Caractérisation de la flamme	
II.2.1.A. Température et enveloppes de flammes	
II.2.1.B. Densité de flux thermique au centre et cartographie de la densité de flux thermique	
II.2.1.C. Part radiative de la densité de flux de chaleur	100
II.2.2. Validation sur les plaques d'acier	

II.2.2.A. Essais préliminaires	
II.2.2.B. Mesures et distribution de température au niveau de la plaque d'acier	105
II.3. MODÈLE NUMÉRIQUE	116
II.3.1. Identification des équations du modèle	116
II.3.2. Design de la géométrie et maillage	117
II.3.3. Conditions limites et conditions initiales du modèle	118
II.3.4. Propriétés thermophysiques des matériaux	122
II.3.5. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation	124
II.3. CONCLUSIONS	131
CHAPITRE III : DISCRIMINATION DE PEINTURES INTUMESCENTES À HAUTS FLUX	133
III.1. LES PEINTURES INTUMESCENTES	
III.1.1. Généralités sur la protection incendie	
III.1.2. Phénomène d'intumescence	135
III.1.3. Peintures intumescentes à base d'époxy	136
III 2. ÉVALUATION DES PEINTURES INTUMESCENTES	138
III.2.1. Préparation des échantillons	138
III.2 2. Performances et comportements des échantillons	139
III.2.2.A. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m ²	139
III.2.2.B. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 200 kW/m ²	145
III.2.2.C. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 300 kW/m ²	150
III.3. MODÈLE NUMÉRIQUE	156
III.3.1. Présentation du modèle	156
III.3.2. Design de la géométrie et maillage	157
III.3.3. Identification des équations du modèle	158
III.3.4. Conditions limites et conditions initiales du modèle	160
III.3.5. Propriétés thermophysiques de la peinture intumescente	161
III.3.6. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation	162
III.4. CONCLUSIONS	168
CONCLUSION GÉNÉRALE	170
PERSPECTIVES	174
LISTE DES FIGURES, TABLEAUX ET RÉFÉRENCES	178
LISTE DES FIGURES	179
LISTE DES TABLEAUX	183
Références	184

Liste des abréviations

API	American Petroleum Institute
ASTME	American Society for Testing and Materials
BAM	Bundesanstalt für Materialforschungund – prüfung
BLEVE	Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion
calsil	silicate de calcium
CFD	Computer Fluid Dynamics
DGA	Délégation Générale pour l'Armement
EDP	Equations aux Dérivées Partielles
EHF	Expertise Hauts Flux
FAA	Federal Aviation Administration
FDS	Fire Dynamic Simulator
FIGRA	Fire Growth Rate
FLIR	Forward Looking Infrared
FSI	Flame Spread Index,
FSP	Four Solaire Principal
HRR	Heat Release Rate
INERIS	Institut National de l'Environnement Industriel et des Risques
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire
ISO	International Organization for Standardization
LDV	Vélocimétrie Laser Doppler

NIST	National Institute of Standards and Technology
NRC	National Research Council
PEVA	Polyéthylène-acétate de Vinyle
PHRR	Peak Heat Release Rate
PIV	Vélocimétrie par Image de Particules
PVC	Polychlorure de Vinyle
SBI	Single Burning Item
SDI	Smoke Developed Index,
SMOGRA	Smoke Growth Rate
THR	Total Heat release,

Nomenclature

	Lettres romaines
A	Facteur pré-exponentiel [s ⁻¹]
A ₁ et b	Constantes empiriques pour le calcul de la longueur de la flamme
D	Diamètre [m]
Ε	Énergie d'activation [J/mol]
g	Accélération gravitationnelle en [m/s ²]
h	Coefficient de transfert convectif [W/ (m ² . K)]
h_c	Coefficient de transfert thermique de la convection naturelle $[W/(m^2.K)]$
h _{flam}	Coefficient d'échange convectif de la flamme [W/(m ² .K)]
H_p	Enthalpie de pyrolyse [J/kg]
k_f	Conductivité thermique du fluide [W/(m. K)]
l	Longueur caractéristique du système [m]
L	Longueur de la flamme [m]
L _v	Longueur de la flamme avec l'effet du vent [m]
L ₀	Longueur de la flamme avec un vent faible [m]
L_{comb}	Longueur de la zone de combustion [m]
m_c	Masse de combustibles par unité de surface et de temps [kg/(m ² .s)]
$q_{mesur{ m \acute{e}e}}^{\prime\prime}$	Densité de flux thermique mesurée par le fluxmètre [kW/m ²]
$q_{net1}^{\prime\prime}$ ou $q_{net1}^{\prime\prime}$	$_{et2}$ Flux net [kW/m ²]
$q_{rflam}^{\prime\prime}$	Éclairement énergétique émis par la flamme[kW/m²]
Q	Puissance nette dégagée par la combustion [MW]
Q_r	Éclairement énergétique [kW/m ²]
R	Constante universelle des gaz parfaits [J/(mol.K)]
ĩ	Temps caractéristique du système [s]
Т	Température [K]
T_p	Température de la plaque au point considéré [K],

T_j	Température du jet [K]
T _{flum}	Température à la surface du fluxmètre [K]
T _{flam}	Température des gaz de la flamme[K]
T_s	Température de la surface de l'acier [K]
T _{amb}	Température ambiante [K]
u^*	Facteur d'échelle
u_m	Grandeur échelle réduite
u_p	Grandeur échelle réelle
U	Vitesse du jet [m/s]
U _c	Vitesse critique du vent [m/s]
U_f	Vitesse moyenne du fluide [m/s]
U_p	Vitesse au point de stagnation [m/s]
V	Vitesse du vent [m/s]

Lettres grecques		
Е	Émissivité	
Eac	Émissivité de la plaque d'acier en face exposée	
Eacp	Émissivité de la plaque d'acier peinte	
E _{flum}	Émissivité de la surface du fluxmètre	
€ _{intu}	Émissivité de la peinture intumescente	
σ	Constante de Stefan-Boltzmann [Wm ⁻² K ⁻⁴]	
ρ	Masse volumique [kg/m ³]	
μ	Viscosité dynamique [Pa.s]	
$ ho_\infty$	Masse volumique de l'air ambiant en [kg /m ³]	
$ ho_0$	Masse volumique à l'orifice de sortie du brûleur en [kg $/m^3$].	
ν	Viscosité cinématique [m ² /s]	
C_p	Capacité calorifique [J/(kg. K)]	

	Nombres sans dimension
Re	Nombre de Reynolds
Fr	Nombre de Froude
Fr _c	Nombre de Froude de combustible
Ri	Nombre de Richardson
Nu	Nombre de Nusselt
Nu_p	Nombre de Nusselt au point de stagnation
\overline{Nu}	Nombre de Nusselt moyen
η	Efficacité
Pr	Nombre de Prandtl

Introduction générale

L'évaluation des performances des matériaux en matière de protection contre l'incendie est d'une importance capitale dans divers secteurs tels que le bâtiment ou les transports. Cette évaluation est actuellement réalisée assez exclusivement sur la base d'essais normés impliquant généralement des tests à grande échelle qui reproduisent des conditions spécifiques. Nous pouvons citer par exemple la norme ISO 9705 aussi appelé essai de coin [1] qui permet de tester les matériaux sous des conditions d'un feu de coin de pièce dans le domaine du bâtiment ou la norme EN 50399 qui est utilisée pour la classification des câbles électriques. Cependant, ces essais normés donnent souvent peu d'informations sur le comportement des échantillons, ce qui limite le développement d'approches innovantes. En effet, généralement le résultat de ces essais normés se limitent à savoir si l'échantillon passe ou non le test, ils ne sont donc pas adaptés pour le développement de matériaux.

Pour étudier la réaction et la résistance au feu d'un matériau, la méthode la plus pertinente reste l'évaluation à grande échelle à partir de feux réels ou expérimentaux. Néanmoins, ces tests sont longs et coûteux et nécessitent de grands échantillons, ce qui constitue un autre frein pour le développement des matériaux. Pour résoudre ces différents problèmes, la réduction d'échelle et l'approche numérique sont deux solutions souvent utilisées. En effet, pour les études dans le domaine de la sécurité incendie, ces deux techniques offrent de nombreux avantages, comme le gain de temps, d'argent et de ressources utilisées dans la conception de nouveaux matériaux.

Le développement des matériaux ignifuges se fait donc en utilisant, généralement des essais à échelle réduite (laboratoire), comme moyen de criblage rapide. Des modèles numériques sont souvent combinés à ces essais, ce qui permet d'avoir plus d'informations sur des paramètres comme les conditions limites et de réaliser du « virtual testing ».

La mise en place de ces essais à échelle réduite nécessite une compréhension des phénomènes mis en jeu à l'échelle réelle. Généralement, un choix est fait sur les grandeurs (densité de flux de chaleur, profil de température ou contraintes mécaniques...) à mimer à échelle réduite. En raison de la complexité des phénomènes à grande échelle, il est souvent impossible de tous les reproduire à échelle laboratoire. Ces essais à petite échelle ne sont donc

pas pleinement représentatifs des contraintes réelles auxquelles un matériau pourrait être exposé dans des conditions d'utilisation.

Dans la littérature, ils existent différents bancs d'essais, conçus pour tester la réaction et la résistance au feu des matériaux à échelle réduite [2]–[5]. Ces bancs d'essais sont pour la plupart des prototypes réduits des essais normés avec des densités de flux de chaleur qui ne dépassent pas 200 kW/m². Les essais de matériaux dans des conditions extrêmes, telles que l'exposition à des densités flux de chaleur élevées ou à une combinaison de densités de flux de chaleur et de contraintes mécaniques, ont été moins pris en compte. En effet, l'évaluation des matériaux sous des contraintes issues de feux extrêmes comme les feux de nappe, les jet fires et les BLEVE, est réalisé globalement avec des tests à grande échelle. Dans la littérature, Il n'existe quasiment pas de moyens d'essais à échelle réduite, qui permettent de mimer les densités flux de chaleur issues de ces feux extrêmes.

Dans ce contexte, l'objectif de cette thèse est de développer un banc d'essai permettant, de reproduire à échelle réduite (laboratoire), dans des conditions parfaitement contrôlées, les contraintes thermiques issues de scénarios 'feu' extrêmes et d'étudier le comportement de matériaux soumis à ces contraintes. Ce travail s'inscrit dans le cadre du projet "Fire-Bar Concept" (2016-2020 ERC Advanced Grant Agreement no. 670747). L'un des objectifs du projet est de concevoir et d'assembler des matériaux peu inflammables, protégeant les substrats et limitant la propagation du feu. Le développement d'un banc versatile dans cette thèse permet donc de fournir un outil qui pourra être utilisé pour tester de manière rapide les matériaux du projet dans différents scénarios en plus de pouvoir évaluer des matériaux connus dans des conditions extrêmes.

Ce manuscrit s'organise en trois chapitres. Le premier chapitre présente un état de l'art sur les valeurs de densités de flux de chaleur qui sont générées par différents feux en insistant sur les feux extrêmes. La méthodologie de la réduction d'échelle est aussi abordée et différents bancs d'essais qui existent dans la littérature, sont présentés et discutés à la fin du chapitre.

Le second chapitre présente le banc d'essais développé dans les détails. Les étapes de développement, l'instrumentation, la calibration et la validation des résultats obtenus sur des

plaques acier, sont discutés. Un modèle numérique simple, permettant de déterminer et de quantifier les conditions limites, en face exposée, est proposé en fin de chapitre.

Dans le domaine de la protection contre l'incendie, les matériaux intumescents constituent l'un des moyens les plus efficaces pour protéger les substrats et plus encore dans le cas de feux extrêmes comme le jet fire [6]. Le troisième chapitre présente l'évaluation de deux peintures intumescentes de compositions différentes, prises comme modèle lorsqu'elles sont exposées aux conditions extrêmes délivrées par le banc. Les performances et le comportement de celles-ci sont présentés. La capacité du banc à générer des contraintes thermiques, qui permettent de discriminer les peintures, est étudiée. En fin de chapitre, un modèle numérique simple est proposé et permet de simuler les performances d'une peinture intumescente.

Finalement, une conclusion générale permet de résumer le travail réalisé et de faire ressortir les perspectives envisageables pour la poursuite de ce projet.

CHAPITRE I : Étude bibliographique

Pour étudier le comportement des matériaux soumis à un feu, il est nécessaire de pouvoir comprendre, quantifier et reproduire les effets thermiques générés par ces feux dans des conditions contrôlées. Dans ce chapitre, différentes catégories de feux sont présentées et discutées en mettant l'accent sur les densités de flux de chaleur que ces feux génèrent et les moyens mis en œuvre pour les étudier à échelle laboratoire. Ces différentes catégories de feux sont désignées sous le terme général de scenario 'feu' tout au long de ce chapitre.

La première partie de ce chapitre est consacrée à l'étude des densités totales de flux de chaleur ou des valeurs d'éclairement énergétique (densités de flux de chaleur radiatif) caractéristiques générées par ces scénarios 'feu' en insistant sur les feux extrêmes. L'étude du comportement des matériaux soumis à ces différents scénarios 'feu' passe souvent par des essais à petite échelle dans les laboratoires. Ainsi, nous consacrons la seconde partie de ce chapitre à la réduction d'échelle et aux méthodologies disponibles pour reproduire à l'échelle réduite les effets de différents scénarios 'feu'. Dans cette deuxième partie, la théorie de l'analyse dimensionnelle et différents bancs d'essais réduits existant dans la littérature, sont présentés et discutés.

I.1. Les densités de flux de chaleur générées par les scénarios 'feu'

Dans cette partie, une étude est faite sur les densités de flux de chaleur générées (totales sauf mention contraire) par différents types de scénarios 'feu'. Les scénarios 'feu' sont classés en fonction des densités de flux qu'ils peuvent générer et nous présenterons d'abord les feux issus de combustibles solides, les feux d'armoires électriques qui génèrent des densités flux de chaleur inférieures à 50 kW/m². Nous aborderons ensuite les feux de véhicules, les feux de végétations, les feux de bâtiments qui génèrent des densités de flux de chaleur qui peuvent être supérieures à 50 kW/m² mais qui restent globalement en dessous de 150 kW/m² et enfin les feux extrêmes qui eux génèrent des densités de flux qui peuvent dépasser 150 kW/m².

Dans la première partie de cette section, nous présenterons donc les densités de flux thermiques générées par les différentes catégories de scénarios 'feu' de manière condensée et la seconde partie de cette section sera consacrée aux feux extrêmes. Ces feux génèrent de très hautes densités flux thermiques et ne sont pas étudiés de manière systématique, car ils sont dangereux et couteux, de plus ils n'ont quasiment pas été étudiés à échelle réduite dans la littérature. Dans la catégorie des feux extrêmes nous avons les feux de BLEVE, les feux de nappe et les flammes de jet (jet fires). Une attention particulière sera apportée aux jet fires, car ils représentent un élément de risque important associé aux incidents majeurs, à l'origine d'importantes pertes humaines particulièrement sur les plateformes pétrolières comme l'accident Piper Alpha en 1988 [7]. La norme développée, pour évaluer des matériaux soumis à des contraintes thermiques et mécaniques de jet fires, sera présentée.

I.1.1. Les densités de flux de chaleur inférieures à 150 kW/m²

I.1.1.A. Les feux de combustibles solides

Dans cette section, nous nous intéressons uniquement aux densités de flux générées par la combustion des solides et les densités de flux thermiques générées ne sont globalement pas très élevées. Dans la littérature nous retrouvons quelques auteurs qui se sont intéressés à ces types de feux. Nous pouvons citer des études réalisées par le NIST (National Institute of Standards and Technology) sur des feux provenant de différentes sources (cigarettes, allumettes, papier, sac de déjeuner), qui montrent que les densité de flux atteintes pour ces types d'objets, étaient globalement comprises entre 30 et 40 kW/m² [8],[9]. Paul et Christian ont étudié le maximum des densités de flux de chaleur qui pouvaient être atteintes sous des boules de papier journal froissé et sous des paniers en fil métallique contenant diverses quantités de papiers déchiquetés [10]. La densité de flux de chaleur maximale observée dans cette série d'essais était de 24 kW/m², avec la majorité des expériences indiquant des pics nettement inférieurs de l'ordre de 7 kW/m². Un coussin en papier de 100 g rempli de papier journal, utilisé par les chemins de fer allemands, a été étudié par Döring et ses collègues [9] et un maximum de 35 kW/m² a été obtenu sous le coussin en papier standard. Ils ont aussi étudié différents types de coussins en papier et des pics de densités de flux de 28 à 47 kW/m² ont été trouvées. Miles et al. [11] ont étudié la densité de flux de chaleur provenant de la combustion de textiles pour vêtements et des valeurs de seulement 6-17 kW/m² ont été rapportées.

Les meubles sont l'un des rares produits de grandes tailles, qui ont été étudiés dans la littérature. L'étude la plus ancienne sur les meubles en feu portait sur des approches non quantitatives et les densités flux de chaleur n'ont pas été mesurées [12]. La mesure quantitative de la densité de flux de chaleur n'est pas simple, car la densité de flux de chaleur varie avec le temps et la distance par rapport à l'objet. Nous pouvons cependant citer des mesures effectuées par Babrauskas [13] et qui trouvent des densités de flux générées entre 10 et 40 kW/m² pour ce type d'objet.

Comme nous avons pu le voir les densités de flux de chaleur générées par les combustibles solides sont globalement faibles. Ils n'ont pas été étudiés de manière conséquente dans la littérature, car ces combustibles sont souvent la source d'inflammation à l'origine d'autres scénarios 'feu. Ils sont donc étudiés dans le cadre général de ces scénarios comme les feux de bâtiments. Dans la suite, les feux d'armoires électriques sont présentés et comme pour les feux de combustibles solides les densités de flux générées sont inférieures à 50 kW/m².

I.1.1.B. Les feux d'armoires électriques

Des études ont été menées aux États-Unis [14],[15] sur des feux d'armoires électriques réelles. Ces études ont été faites dans le cadre du programme de recherche sur la protection contre l'incendie mené par les laboratoires SANDIA pour le compte de la Commission américaine de réglementation nucléaire. Les densités flux de chaleur n'ont pas été mesurées, mais les températures des parois de l'armoire en feu pouvaient atteindre 360 °C. Coutin et al. [16] ont étudié des incendies à grande échelle d'armoires électriques dans des espaces très confinés et ventilés mécaniquement. Les matériaux combustibles dans l'armoire, étaient composés de 32 % de polyéthylène-acétate de vinyle (PEVA), 30 % de polychlorure de vinyle (PVC), 26 % de polyamide (PA), 9 % de polyéthylène (PE) et de 3% d'autres composants. Des densités de flux de chaleur inférieures à 2,5 kW/m² ont été mesurées à l'aide de fluxmètres totaux placés au niveau des murs situés à une distance de 5 m de l'armoire électrique. L'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) a réalisé une étude expérimentale sur les feux d'armoires électriques [17],[18] et les valeurs d'éclairement énergétique ont été mesurées proche de l'armoire en feu avec deux configurations (portes ouvertes ou non). L'éclairement énergétique est mesuré sur l'axe de symétrie, face à l'armoire au moyen de cinq fluxmètres radiatifs. Trois fluxmètres sont positionnés à une distance de 0.5 m de l'armoire et à des hauteurs respectives de 0.3 m, 1 m et 1.7 m. Les deux autres fluxmètres étaient à une distance de 3 m de l'armoire et à une hauteur de 0.65 m et 1.35 m. Les éclairements énergétiques étaient en moyenne de l'ordre 20 kW/m² avec un pic à environ 44 kW/m² pour la configuration avec les portes ouvertes et pour la configuration avec les portes fermées les éclairements énergétiques mesurés ne dépassaient pas 1 kW/m².

Nous pouvons citer d'autres études sur des feux d'armoires électriques à grande échelle comme celles réalisées par les chercheurs du Centre de recherche technique de Finlande qui ont mené trois expériences d'incendie en grandeur réelle sur des armoires électriques [19],[20]. Dans le cadre de ces expériences, l'armoire en feu, a été équipée de relais, de connecteurs, de câbles et de cartes de circuits imprimés [19]. Une maquette d'armoire faite de fines tôles d'acier a été

fixée à l'armoire en feu afin d'étudier la réponse d'une armoire voisine de l'incendie. Une autre armoire a été placée à une distance d'un mètre en face de l'armoire en feu pour représenter une rangée d'armoires voisines. L'armoire en feu a été allumée avec un petit brûleur à propane, mais les densités de flux de chaleur n'ont pas été mesurées. Les auteurs ont mesuré les taux de dégagement de chaleur et les valeurs déterminées étaient en moyenne de 100 kW avec un maximum à 180 kW.

Avidor et al. [21] ont réalisé des simulations expérimentales d'incendies d'armoires électriques (environ 40 essais) en utilisant le propane et l'heptane comme charge combustible. L'objectif des tests de cette étude était de générer des données sur les incendies d'armoires électriques qui seraient utilisées pour vérifier un modèle analytique et pour prédire les conditions d'incendie à l'intérieur et aux limites de l'armoire. Dans cette étude les auteurs ont placé, soit un brûleur de propane avec une puissance délivrée allant de 10 kW à 50 kW, soit des feux de nappe d'heptane de diamètre 0,30 m et 0,46 m à l'intérieur d'une armoire de stockage en tôle avec des dimensions de 0,92 m \times 0,61 m \times 1,97 m. Six thermocouples ont été placés au centre de la paroi latérale de l'armoire pour mesurer les températures. Les éclairements énergétiques ont été calculés à partir des températures obtenues, en utilisant la loi de Stefan-Boltzmann (**Eq. 1**). Des valeurs d'éclairement énergétique entre 0, 5 et 2 kW/m² ont été obtenues pour les essais avec l'heptane les valeurs étaient entre 0,5 et 3 kW/m².

$$Q_r = \varepsilon \sigma T^4$$

Eq. 1

- Avec Q_r l'éclairement énergétique [kW/m²],
 - ε l'émissivité des parois de l'armoire,
 - σ la constante de Stefan-Boltzmann (5,67× 10⁻⁸ W/(m² K⁴)),
 - *T* la température [K],

Les études sur les feux d'armoires électriques à grande échelle ne sont pas nombreuses, mais les densités de flux de chaleur générées par ce type de scénarios 'feu' restent en dessous de 50 kW/m². Les composants dans les armoires électriques étant de nature diverses, les études dans la littérature portent le plus souvent sur la caractérisation des différents types de câbles électriques en utilisant un cône calorimètre [22]–[28]. Dans la partie suivante, nous présentons la catégorie des feux de véhicules dans laquelle nous incluons les feux de voitures, de tunnels et les feux dans le domaine aéronautique.

I.1.1.C. Les feux de véhicules

La Fire Research Station (FRS), station de recherche sur le feu en Angleterre, a caractérisé l'éclairement énergétique d'un camping-car en feu et d'une grande caravane en feu. Pour les deux études, des valeurs entre 5 et 40 kW/m² ont été observées 10 minutes après l'ignition, ce qui était proche du pic de combustion [8]. Des expériences d'incendie à grande échelle ont été menées au National Institute of Standards and Technology (NIST) pour étudier les interactions entre les feux de pneus et l'habitacle d'un autocar [29]. Un brûleur a été conçu pour imiter l'échauffement par frottement au niveau de la roue et des valeurs de l'ordre de 20 kW/m² ont été mesurées à l'aide de fluxmètres à l'intérieur de l'habitacle, moins de 11 minutes après la pénétration du feu.

Watanabe et al. [30] ont comparé les valeurs d'éclairement énergétique générées par des feux issus d'un véhicule possédant une batterie électrique rechargeable en lithium-ion (Nissan Leaf) et d'un véhicule à essence (Honda Fit). Ces tests ont été réalisés en coupant les moteurs des véhicules pendant toute la durée des tests et les auteurs ont laissé les véhicules brûler jusqu'à ce que les feux s'éteignent. Lors des tests, l'allumage a été déclenché au niveau des pare-chocs arrière des véhicules avec 80 g de carburant sous forme de gel d'alcool. Les éclairements énergétiques ont été mesurés à l'avant, au niveau du côté droit et à l'arrière des véhicules en feu. Ils ont été mesurés grâce à des fluxmètres radiatifs, placés à des distances entre 0,5 et 1 m et des hauteurs entre 0,3 et 2 m de chaque véhicules, respectivement à des distances de 0,5 et 1 m et des hauteurs de 1,2 et 0,6 m, deux autres ont été disposés de la même manière à l'arrière. Deux fluxmètres ont été placés du côté droit, en face des pneus à l'avant des véhicules, à des

distances de 0,5 m et 1 m et à une hauteur de 0,3 m et deux autres en face des pneus à l'arrière, dans la même configuration que ceux à l'avant. Les deux derniers fluxmètres ont été placés au milieu du côté droit respectivement à des distances de 0,5 et 1 m et des hauteurs de 2 et 0,6 m. Les résultats montrent des valeurs pouvant atteindre 32 kW/m² à l'arrière, 51 kW/m² au milieu et 40 kW/m² à l'avant, 30 kW/m² au niveau des pneus avant et 62 kW/m² au niveau des pneus arrière du véhicule possédant la batterie électrique. Pour le véhicule à essence les valeurs pouvaient atteindre 23 kW/m² à l'arrière, 40 kW/m² au milieu, 31 kW/m² à l'avant, 26 kW/m² au niveau des pneus avant et 30 kW/m² au niveau des pneus arrière. Les auteurs ont conclu que les valeurs maximales d'éclairement énergétique pour le véhicule à batterie étant plus importantes que celles du véhicule à essence, le risque lié à l'incendie du véhicule à batterie était donc plus élevé que celui lié à l'incendie du véhicule à essence.

Des expériences à grande échelle sur les incendies de véhicules automobiles ont été réalisées par Shintani et al.[31]. Les véhicules testés comprenaient cinq berlines à quatre portes et les éclairements énergétiques ont été mesurés en utilisant des fluxmètres radiatifs. Les résultats obtenus, montrent un pic d'environ 20 kW/m² atteint sur la partie arrière qui avait fortement brûlé. L'éclairement énergétique du côté droit des véhicules était d'environ 10~15 kW/m² pour la direction horizontale, 5 kW/m² pour la direction verticale. Pendant la période de combustion de la partie arrière, l'éclairement énergétique suivant la direction horizontale était d'environ 9 kW/m².

En 2003, des essais d'incendie à grande échelle ont été réalisés avec des semi-remorques dans le tunnel de Runehamar en Norvège et au total quatre essais ont été effectués sur une maquette de semi-remorque [32]. Dans les trois premiers essais, des mélanges de différents matériaux cellulosiques et plastiques ont été utilisés et dans un essai, un "vrai" produit, composé de meubles et d'accessoires. Les résultats obtenus montraient des pics d'éclairements énergétiques de l'ordre de 18 kW/m² pour les trois premiers essais et de 40 kW/m² pour le quatrième essai. À noter pour les trois premiers essais les éclairements énergétiques étaient mesurés à 10 m de la zone enflammée et pour le quatrième essai la distance était de 5 m. La propagation et les éclairements énergétiques au cours d'un incendie à grande échelle dans le tunnel de Runehamar en Norvège ont été analysés par Lönnermark en 2006 [33]. Au cours de

cette étude quatre essais ont été effectués dans le tunnel en utilisant des maquettes simulant une remorque de véhicules poids lourds. Des pics de 80 kW/m² ont été mesurés grâce à des fluxmètres sur les murs à 22 m de la zone en feu.

Dans le domaine aéronautique des essais d'incendie à grande échelle ont été effectués sur le fuselage d'avion afin d'établir les critères de sécurité incendie des matériaux de la cabine en cas d'incendie provoqué par la libération de carburant après un accident. Des densités de flux thermiques d'environ 50 à 75 kW/m² et des températures de 600 à 700 °C ont été enregistrées au-dessus des ouvertures du fuselage [34]. Une autre série d'essais a été effectuée pour simuler les incendies qui pourraient survenir à la suite de déversements de carburant sous l'aile d'un avion de transport [35]. Les essais ont utilisé un banc d'essais qui simule une aile d'avion et un plancher de quai d'avion. Au total, dix essais ont été effectués et les pics de densités de flux de chaleur sur la surface de l'aile se situaient entre 120 kW/m² et 150 kW/m². Les densités de flux de chaleur à la surface du fuselage présentaient des pics de l'ordre de 90-120 kW/m² [35].

Les feux de véhicules génèrent des densités de flux variées et nous avons pu voir qu'en fonction du véhicule et des combustibles, ces densités de flux variaient entre 5 kW/m² et 150 kW/m². Dans la section suivante, les densités de flux de chaleur générées par les feux de végétations sont présentées.

I.1.1.D. Les feux de végétations

La propagation du feu dans la végétation est habituellement caractérisée par la vitesse de propagation ou l'intensité de la ligne créée par les flammes provenant du feu. Souvent l'énergie ou la chaleur dégagée dans les incendies de végétation, ne peut être déterminée en utilisant les propriétés fondamentales des combustibles, mais plutôt en réalisant des expériences sur la végétation. Morandini et al. [36] ont caractérisé la propagation horizontale d'un feu de végétation, sous un environnement avec un vent faible, en matière de dégagement de chaleur, de densité de flux de chaleur , de vitesse de propagation, de géométrie de flamme et de fractions

radiatives et convectives. Dans cette étude des fluxmètres radiatifs et totaux ont été utilisés pour mesurer la densité de flux thermique provenant du front de flammes d'un feu réalisé sur une table de combustion de 2 m de long et 2 m de large. Pour une charge de combustible allant de 0,6 à 1,2 kg/m², des densités totales de flux de chaleur de 8,1 à 17,1 kW/m² ont été trouvés pour des éclairements énergétiques de 6,9 à 14 kW/m² (**Figure 1**). Cohen [37] quant à lui, a mesuré la densité de flux thermique totale à une distance de 10 m d'un feu de cime expérimental d'une hauteur de flamme d'environ 20 m. Un pic de 46 kW/m² a été enregistré, mais il ne dura que quelques secondes.



Figure 1 : Densités de flux thermiques et éclairements énergétiques d'un feu de végétation[36]

La forme la plus dangereuse d'un feu de forêt est le feu de cime qui représente 70 % de la surface brûlée et cause les dégâts les plus importants [38]. Pompe et Packham ont mesuré des valeurs de densités de flux de chaleur provenant d'un feu de forêt avec un taux de dégagement de chaleur de 346 kW/m au niveau du front de flammes [39]. En ne considérant que l'éclairement énergétique, car la part convective n'avait pas été mesurée, ils ont trouvé une

valeur de 100 kW/m² aux abords de la flamme et à une distance de 7.6 m de la flamme, un éclairement énergétique de 57 kW/m² a été trouvé.

Grishin a résumé les recherches faites en Russie au niveau des feux de cime dans [40]. Ainsi, il fait la distinction entre un « feu de cime général » et un « feu de cime supérieur ». Dans ce dernier cas, il s'agit de la propagation d'un incendie isolé au-dessus des cimes, sans qu'un feu de surface ne l'accompagne. Sur la base d'une série d'incendies expérimentaux, il a déterminé que les températures dans un « incendie général de cime » typiques étaient d'environ 800 °C au niveau de la partie la plus chaude, bien que les fluctuations instantanées aient atteint 1000 °C. À environ 2 m de l'axe central (environ à mi-chemin entre le centre et le bord de l'incendie), des pics de densité de flux de chaleur de 120 kW/m² ont été relevés, dont environ 95 % provenait du rayonnement. Grishin a aussi relevé des pics de densités de flux de chaleur de 125 kW/m² lors d'un feu de cime expérimental, mais la plus grande partie (74 %) de la chaleur était libérée par convection. Babrauskas [8] mentionne que les incendies expérimentaux de Grishin n'avaient pas tout à fait la charge de combustible d'une forêt mature, de sorte que ses mesures sousestiment probablement, quelque peu, les incendies graves dans les forêts naturelles.

Même s'il est souvent difficile, voire impossible de caractériser les densités de flux générées par les feux de végétations réelles, l'utilisation de maquette ou de feux expérimentaux permettent d'avoir un ordre de grandeur. Les densités de flux de chaleur générées par ces feux dépendent des combustibles, mais nous avons pu voir que globalement les densités de flux ne dépassaient pas 150 kW/m². Dans la suite les densités de flux de chaleur générées par les feux de bâtiments sont présentés, ces densités de flux de chaleur dépendent aussi des combustibles en présence et d'autres paramètres qui seront détaillés.

I.1.1.E. Les feux de bâtiments

Dans les bâtiments, lorsqu'un feu est important, il est souvent visible à travers les fenêtres et un panache de fumée (une colonne de flammes presque verticale) s'élève de

l'ouverture. Les flammes en contact avec la façade peuvent l'enflammer si celle-ci est construite avec des produits combustibles (bardage PVC, façade de rénovation et d'isolation contenant du polystyrène expansé, etc.). De plus, le feu peut se propager jusqu'à l'étage suivant, endommager les fenêtres et ainsi enflammer l'étage supérieur si le panache est suffisamment élevé. Pour caractériser le panache de fumée au-dessus d'une ouverture de fenêtre, dans les premières études, la distribution de la température était mesurée [8],[41].

Hakkarainen [42] a mené des expériences en utilisant des berceaux en bois comme combustibles. Dans ses tests, la densité de flux de chaleur a été mesurée 2,2 m au-dessus du haut de la fenêtre et des valeurs autour de 80-120 kW/m² ont été trouvées après le développement complet de l'incendie atteint au bout de 20 min environ. Des feux impliquant des lits d'enfant en bois ont aussi été étudiés par le National Research Council (NRC) au Canada [43] et les densités de flux de chaleur ont été enregistrées au niveau des fenêtres. Des valeurs maximales de 115 kW/m² ont été enregistrées à 0,25 m au-dessus du haut des fenêtres. La première série de mesures de densités de flux de chaleur sur ces types de combustibles, a été réalisée par Heselden et al. [44]. Ils ont étudié divers incendies de lits d'enfant et des densités flux de chaleur de 12 à 40 kW/m² ont été trouvées sur la façade, au-dessus de la fenêtre, de la chambre de combustion. Ces valeurs étaient très faibles, probablement parce que l'ouverture de la fenêtre était insuffisante pour brûler la majeure partie du combustible à l'intérieur de la pièce[8].

L'utilisation de matières plastiques depuis les années 1970 dans la fabrication de meubles, mais aussi dans la fabrication de matériaux de construction a modifié le comportement des incendies dans les pièces, car il est devenu plus fréquent de voir un incendie se propager d'une pièce à une autre [8]. Des études ont été réalisées sur le comportement des incendies impliquant des meubles contenant des matériaux plastiques. Nous pouvons citer en particulier deux études réalisées à l'Université de Lund sur des feux dans des pièces impliquant des meubles. Dans la première une densité de flux de chaleur de 145 kW/m² trouvée à 0,8 m audessus du haut de la fenêtre [45]. Dans la deuxième étude [46], la partie radiative a été principalement considérée et une comparaison a été faite entre des feux de bois et ceux issus de la combustion plastique. De cette comparaison, les auteurs ont conclu que la densité de flux de chaleur générée par la combustion du plastique est plus importante que celle générée par la

combustion du bois. En effet un éclairement énergétique de 20 kW/m² a été trouvé à environ 3 m au-dessus du haut de la fenêtre pour un combustible en bois alors qu'il est de 120 kW/m² pour un combustible plastique.

L'effet des matériaux combustibles au niveau des façades sur les feux de bâtiments, a été étudié par les chercheurs du Centre de Recherche Technique de Finlande [47]. Ils ont utilisé des panneaux de bois pour recouvrir des parties d'une façade d'un bâtiment d'essai. Les densités flux de chaleur ont été mesurées à l'angle des fenêtres au deuxième étage, les fenêtres étant directement alignées au-dessus de la fenêtre de la salle d'essai. Une valeur maximale de 70 kW/m² a été trouvée au niveau de la fenêtre du deuxième étage, dans le cas d'une façade incombustible. La densité de flux de chaleur au deuxième étage était de 100 à 112 kW/m² pour les façades en panneaux de bois.

Les densités de flux de chaleur dans les compartiments ou pièces, avant l'embrasement généralisé ont été explorées dans la littérature. Pour que l'embrasement généralisé soit atteint au niveau d'une pièce il faut que la densité de flux de chaleur mesurée au sol soit au moins de 20 kW/m² [48]. Babrauskas [8], mentionne que les densités de flux de chaleur générées par une pièce en feu avant l'embrasement généralisé varient considérablement. Loin de la source d'incendie initiale, il n'y aura pratiquement pas d'échauffement. Près d'une petite source d'incendie initiale, des densités de flux de chaleur très faibles associées aux petites flammes seront observées. Avec la propagation du feu, une couche de gaz chaud s'accumule sous le plafond. Les densités de flux de chaleur seront nettement plus chaudes à l'intérieur de cette couche que dans les espaces plus bas. Söderbom [49] a réalisé des mesures de densités de flux dans une pièce avant embrasement général et il trouve des valeurs inférieures à 45 kW/m² au centre du plafond lors d'un incendie dans une pièce avant l'embrasement généralisé.

Lorsqu'un bâtiment est en feu, plusieurs paramètres peuvent entraîner la propagation du feu à d'autres bâtiments aux alentours. En effet, les bâtiments environnants peuvent s'enflammer par leurs façades, qui peuvent contenir des matériaux combustibles comme le bois ou le PVC. Le feu peut aussi se propager avec des combustibles à l'intérieur du bâtiment, qui peuvent s'enflammer lorsqu'une fenêtre est brisée ou même avant si la densité de flux de chaleur est assez

élevée. Pour caractériser les densités de flux de chaleur émises par un bâtiment en feu, seul le transfert de chaleur par rayonnement est pris en compte, car étant la cause la plus fréquente d'inflammation et la plus dangereuse dans la propagation des incendies entre bâtiments. Les conditions réelles influencent également la source de rayonnement et plusieurs paramètres doivent être pris en compte [8] :

- le rayonnement provenant des ouvertures de fenêtres en supposant que les fenêtres se brisent très tôt en cas d'incendie grave,
- le rayonnement provenant des gaz chauds issus du panache de fumée à l'extérieur et audessus de l'ouverture de la fenêtre,
- le rayonnement provenant d'une façade combustible,
- le rayonnement de l'ensemble de la structure si le bâtiment ne s'effondre pas, mais que sa façade tombe.

Comme les conditions lors d'incendies sont parfois sévères avec la présence de vents très forts, il est important de garder à l'esprit l'importance de l'effet de ces conditions extérieures sur les paramètres à déterminer. L'éclairement énergétique émis peut être calculé en utilisant la loi de Stefan-Boltzmann (**Eq. 1**). Lorsqu'un incendie se développe complètement dans une pièce, des températures de 900 °C peuvent être atteintes [8]. Si l'on considère cette pièce comme un corps noir avec une émissivité de 1, l'éclairement énergétique émis (puissance émise) est de 107 kW/m². Une série de mesures a été réalisée pour enregistrer les éclairements énergétiques au niveau de la façade adjacente à un incendie urbain simulé au Japon [50]. Une valeur de l'ordre de 130 kW/m² a été obtenue au niveau du balcon directement en contact avec les flammes provenant de l'incendie.

Les densités de flux de chaleur générées par les bâtiments comme nous avons pu le voir, sont très variées même si ces densités de flux de chaleur sont inférieures à 150 kW/m². Les valeurs de ces densités de flux de chaleur dépendent de plusieurs paramètres, comme les combustibles brûlés ou des événements qui se produisent au cours du feu (fenêtre brisée, façade qui s'enflamme ou qui tombe).

Pour conclure, dans cette section nous avons présenté les scenarios 'feu' qui pouvaient générés des densités flux de chaleur inférieures à 150 kW/m² et nous avons pu constater que les scénarios qui pouvaient générer ces densités de flux étaient diverses. La **Figure 2** résume les ordres de grandeur des densités flux de chaleur générées par les différents scénarios 'feu' présentés plus haut. Dans la suite nous allons nous concentrer sur les scénarios qui peuvent générer des densités de flux de chaleur supérieures à 150 kW/m².



Figure 2 : Résumé des densités de flux thermiques générées par les différents scénarios

I.1.2. Les densités de flux de chaleur supérieures à 150 kW/m²

Les scénarios 'feu' qui génèrent des densités de flux de chaleur souvent supérieures à 150 kW/m² sont les feux extrêmes qui proviennent pour la majorité des cas de fuites accidentelles de fluides ou de gaz inflammables. Le résultat de l'inflammation de fuites accidentelles de gaz ou de liquide non contrôlées, peut s'avérer très dévastateur. Ces fuites peuvent produire des jets enflammés pouvant occasionner de graves avaries sur le reste de

l'installation et donc, par effet domino, conduire à la propagation de l'incendie ou provoquer de nouveaux accidents tels que le phénomène de BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion) de réservoirs, les feux de nappe et les jet fires.

Afin d'éviter de tels accidents, l'évaluation et surtout la prévention des conséquences provenant de ces phénomènes, sont très importantes. Pour y arriver, il faut pouvoir estimer les caractéristiques géométriques de la flamme (longueur, largeur, décollement) et déterminer les densités de flux thermiques émises vers l'environnement [51].

Il est à noter qu'il existe d'autres scénarios de feux extrêmes qui ne seront pas abordés dans ce manuscrit comme les explosions nucléaires qui peuvent générer des densités de flux thermiques allant jusqu'à 3,3 MW/m² [52].

I.1.2.A. Les BLEVE

Acronyme de « Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion », le terme BLEVE désigne le phénomène de vaporisation violente qui provient d'une mise à l'atmosphère quasi immédiate d'un liquide pressurisé. La température d'ébullition atmosphérique de ce liquide est nettement inférieure à sa température initiale de stockage dans le réservoir. Le phénomène de BLEVE a été étudié dans la littérature, car il représente avec les feux de nappe et les jet fires une grosse partie des feux extrêmes [53]–[61]. Selon la définition donnée par l'INERIS [59] : « un BLEVE correspond à la ruine complète d'un réservoir pressurisé contenant un liquide dont la température est très supérieure à sa température d'ébullition à la pression atmosphérique ».

Une perte de confinement du réservoir de stockage est, dans le cas des accidents, à l'origine de cette mise à l'atmosphère. La corrosion, l'usure du matériau du réservoir, mais aussi un impact de balle ou l'exposition à un incendie, peuvent entraîner cette perte de confinement du réservoir provoquant la dépressurisation du contenu de ce dernier. Le BLEVE se caractérisera donc par une explosion suivie d'une onde de choc si le contenu du réservoir est un produit non inflammable à l'instar du dioxyde de carbone ou de l'oxygène liquide. Cependant,

une boule de feu peut apparaître suite à l'explosion en présence de produits inflammables comme le butane ou le propane.

La densité de flux thermique générée par un BLEVE, plus précisément par la boule de feu, est l'élément le plus dangereux et l'effet qui génère le plus de dégâts bien plus que la projection de fragments ou l'onde de choc. Le rayonnement thermique domine à proximité de la boule de feu et bien que sa durée de vie soit entre 10 et 20 s[62], sa puissance émissive élevée rend les feux de BLEVE très dangereux.

Des essais à grande échelle ont été effectués par British Gas pour déterminer l'éclairement énergétique générée par la boule de feu d'un BLEVE [63] en utilisant du propane et du butane. Ce flux correspond à l'énergie véritablement rayonnée par la boule de feu rapportée à sa surface. Pour ces essais des flux surfaciques compris entre 320 et 370 kW/m² ont été trouvés, mais les auteurs préconisent de considérer une valeur de 350 kW/m². Roberts et al. [64] ont mené des expériences à grande échelle avec du propane comme combustible et ils ont mesuré des valeurs maximales de flux surfaciques allant de 270 à 333 kW/m².

Johnson et Pritchad [65] ont effectué des essais BLEVE à grande échelle sur des réservoirs de 1 000 à 2 000 kg de butane ou de propane de la taille de wagons de trains. Ils ont obtenu un rayonnement émis de 250 -350 kW/m² à partir de la partie inférieure des boules de feu issues des deux combustibles et d'une durée d'environ 4 s. Selon Crawley [66] la température de la flamme dans les boules de feu ne dépasse pas 1200-1300 °C. Si c'est le cas, la puissance émise ou le rayonnement émis ne peut pas être supérieure à 347 kW/m² et la puissance rayonnante maximale de la boule de feu est atteinte au moment du décollage [8]. Nous pouvons ajouter qu'il est difficile de déterminer les valeurs de calcul à partir de tests réalisés sur des boules de feu, car la surface efficace de rayonnement, varie avec le temps et leur puissance émissive varie, selon la direction du vent.

I.1.2.B. Les feux de nappe
Comme pour les feux de BLEVE, la caractérisation thermique des feux de nappe passe par des essais à grande échelle ce qui constitue un frein à leur étude. Un feu de nappe est un feu de diffusion turbulent qui brûle au-dessus d'une flaque d'hydrocarbures, qui se vaporise en émettant une vapeur de carburant qui possède une quantité de mouvement initiale négligeable [62]. Le carburant liquide libéré par accident pendant le remplissage excessif des réservoirs de stockage, la rupture des tuyaux et des réservoirs, peuvent former une nappe qui s'enflamme. Dans la littérature les feux de nappe ont été étudiés surtout ces dernières années [67]–[72] et la principale variable autre que le type de combustible qui influence les caractéristiques du feu, est la taille de la nappe. L'une des principales particularités de ces feux, est que le transfert de chaleur du feu vers la nappe influence ou même contrôle le taux d'évaporation et donc la taille du feu. Les effets du vent sont également importants dans le choix de certains paramètres tels que l'inclinaison de la flamme et la longueur de la flamme [73].

À quelques exceptions près (les carburants organiques contenant de l'oxygène comme le méthanol), les feux de nappe de combustibles hydrocarbonés d'un diamètre supérieur à 0,3 m brûlent principalement en raison du transfert de chaleur par rayonnement des flammes vers la surface du combustible. Modak [74] met en exergue plusieurs études sur le rayonnement des feux de nappe qui ont été réalisées et dans lesquelles on a supposé que les flammes étaient uniformes en matière de température et de concentration en espèces. Selon Babrauskas [8] cette hypothèse est tout à fait satisfaisante pour les feux de nappe de taille moyenne (< 0,4 m de diamètre). Cependant, dans le cas d'incendie de grande envergure, cette hypothèse ne se vérifie pas et entraîne des écarts importants entre le taux de combustion mesuré et le taux de combustion calculé (facteurs supérieurs à 2). Les feux de nappe ont tendance à être très inégaux en matière de température et de concentration se produit aussi bien dans la direction radiale que dans la direction verticale et les différences en matière d'uniformité jouent un rôle important dans le comportement de combustion de grands feux de nappe.

Dans la plupart des cas, on peut supposer que la flamme et l'élément de mesure sont des corps gris et que la température ambiante est basse par rapport à la température de la flamme [70] ce qui permet de déterminer des valeurs de densités de flux thermiques, qui sont résumées dans le **Tableau 1**. Ce tableau donne des ordres de grandeur sur plusieurs paramètres

caractérisant les feux de nappe. Il faut préciser que l'éclairement énergétique et la densité de flux thermique totale calculés dans ce tableau ne prend pas en compte l'absorptivité de la cible qui est supposée égale à 1. L'émissivité de la flamme dépend principalement du type de combustible et la taille de la nappe. Les grands incendies auront également tendance à produire des flammes plus lumineuses en raison de la production de suies, ce qui, encore une fois, aura tendance à entraîner des valeurs d'émissivité plus élevées. Les valeurs présentées se rapportent principalement aux hydrocarbures et des valeurs en dehors de cette plage peuvent s'appliquer à d'autres combustibles, en particulier si des flammes plus « propres » et essentiellement exemptes de suies sont observées.

Paramètres	Valeurs	
Densité de flux thermique totale (kW/m ²)	50-250	
Éclairement énergétique (kW/m ²)	50-230	
Densité de flux convectif (kW/m ²)	0-20	
Émissivité	0.7-0.9	
Température de flamme (K)	1000-1450	

Tableau 1: Valeurs des paramètres caractéristiques des feux de nappe [70]

Comparé aux feux de nappe et aux feux de BLEVE, les jet fires ont été beaucoup plus explorés dans la littérature [53],[62],[70],[75]–[105] en raison de leurs particularités et de leur sévérité. La section suivante présente ces particularités et les moyens d'essais développés pour étudier les jet fires dans des conditions contrôlées.

I.1.2.C. Les jet fires

Un jet fire est défini comme une flamme de diffusion turbulente résultant de la combustion d'un combustible libéré en continu avec une quantité de mouvement élevée dans des directions particulières [106]. Les jet fires se produisent lorsqu'un gaz combustible est libéré de son confinement sous pression (tuyau ou autre ouverture) et brûle dans l'air. Celles-ci peuvent

être intentionnelles (torchères dans les raffineries) ou accidentelles [8], les combustibles allant des gaz inflammables légers aux rejets de pétrole brut.

La diffusion permet le mélange intime des espèces favorisant leur contact, donc les processus de combustion. Pour rentrer plus dans les détails lorsqu'un jet de combustible gazeux ou diphasique issu d'une fuite intentionnelle ou accidentelle (liée à la défaillance d'un équipement) entre en contact avec l'air ambiant au repos, l'effet d'entraînement et de diffusion, conduit au mélange du combustible et de l'air. Si une source apporte l'énergie nécessaire pour entraîner l'inflammation du mélange, alors un feu apparaît sous la forme d'une flamme de diffusion (**Figure 3**) [107]. La quantification des densités de flux de chaleur générées par les jet fires, n'est pas triviale, car plusieurs éléments ont une influence sur le comportement de ce scénario :

- la forme de la flamme, qui est longue et étroite. Elle ne se prête pas à une approximation sphérique, sauf pour l'estimation la plus grossière,
- l'effet du vent, qui peut modifier la forme des parties les plus hautes de la flamme dans une certaine mesure.



Figure 3 : Représentation d'un jet enflammé

I.1.2.C.1 Caractérisation d'un jet fire

I.1.2.C.1.a. La géométrie de la flamme

Il existe une abondante littérature sur la géométrie des flammes de jets [7],[84],[100],[102],[105],[108]–[112]. En effet la géométrie de la flamme d'un jet fire est un paramètre important dans le calcul du rayonnement de la flamme. La longueur de la flamme, définie comme la distance entre le point de déclenchement et l'extrémité définie de la flamme, est le paramètre le plus important au niveau de la géométrie de la flamme et peut se calculer par la formule suivante :

$$L = A_1 \times Q^b$$
 Eq. 2

Avec *L* la longueur de la flamme [m]

Q la chaleur ou puissance nette dégagée par la combustion [MW]*A*₁et *b* des constantes

Cette équation a été optimisée par plusieurs auteurs et les valeurs des constantes A et b peuvent changer en fonction du cas considéré. Ainsi Lowesmith et al.[78] proposent l'expression $L = 2.8893Q^{0.3728}$ pour la représentation de l'évolution de la longueur de flamme en fonction de la puissance. On peut aussi citer l'expression $L = 2.24.10^{-3}Q^{\frac{1}{2}}$ de l' American Petroleum Institute (API) avec 30 MW $\leq Q \leq 104$ MW [113]. Même si le modèle de l'API est une corrélation basée uniquement sur l'expérimentation qui ne considère que des rejets gazeux, elle donne facilement un ordre de grandeur de la longueur de flamme à partir du débit de combustible au point de fuite. Mais il faut ajouter que l'application de cette méthode se limite au domaine de validité de la corrélation établie pour des puissances de flamme comprises entre

30 et 10 000 MW, en d'autres termes pour des débits de gaz compris entre 1 et 250 kg/s [109]. Une partie des jet fires, rencontrés dans le domaine industriel, est couverte par ce domaine.

Il faut noter qu'ils existent d'autres corrélations qui ne sont pas présentées ici, comme celles de Hawthorne et al. [111] et de Brzustowski [114]. Ces deux corrélations sont plus complexes et demandent plus d'informations, qui ne sont pas facilement disponibles. Elles prennent en compte d'autres critères, comme les processus turbulents de mélange et de flottabilité à l'extrémité de la flamme pour celle de Hawthorne, la concentration en combustible pour celle Brzustowski.

Les différentes corrélations présentées ont des limites, car permettent de calculer des longueurs de flamme émises lors de l'inflammation d'une fuite de gaz en supposant une forme parfaite de la flamme. Cependant, dans les faits réels la flamme n'a pas toujours une forme parfaite, car d'autres paramètres comme le vent, ont un effet sur l'aspect de la flamme.

I.1.2.C.1.b. Autres paramètres notables

D'autres paramètres comme le vent influencent la détermination de la longueur de la flamme d'un jet fire. En effet, s'il existe un vent de travers, les longueurs de flamme raccourcissent fortement en raison d'un mélange et d'une flottabilité supplémentaire. L'effet du vent sur les jet fires a aussi été étudié [115]–[120], les flammes provenant des rejets gazeux subsoniques sont très influencées par le vent et la flottabilité au-delà de la région de la flamme est dominée par la dynamique initiale. L'entraînement de l'air dans des jet fires à basse vitesse, n'est pas particulièrement élevé ; ils sont donc relativement longs, avec une grande production de particules de suies très rayonnantes. Certaines études incluent ces effets en ajoutant un paramètre aux expressions[121] :

$$L_v = L_0 0.51 e^{-0.4V} + 0.49$$

Eq. 3

- Avec L_v la longueur de la flamme avec l'effet du vent, mesurée suivant une ligne droite allant de l'emplacement de la fuite jusqu'à l'extrémité de la flamme [m]
 - L₀ la longueur de la flamme avec un vent faible [m]
 - V la vitesse du vent [m/s]

La longueur de la flamme, qui est le paramètre le plus important du jet fire, est aussi largement influencée par l'importance des fuites de carburant et par l'environnement [62]. Si le premier effet est directement lié au degré de l'accident (un trou de source plus large provoque un dégagement important de carburant et donc une flamme puissante et importante), les autres paramètres mettent une fois de plus en évidence les risques élevés qui se produisent sur les plateformes pétrolières, en raison de l'environnement très encombré qui renforce la flamme en jouant un rôle de combustible et de l'effet aléatoire du vent.

I.1.2.C.2. Les densités de flux thermiques générées par les jet fires

Les effets thermiques créés par un jet fire proviennent d'une combinaison d'un éclairement énergétique et d'une densité de flux convectif dont les proportions varient principalement en fonction du type de combustible et de la vitesse d'émission du jet.

Le comportement radiatif des flammes de jet, est très varié et complexe [106]. Le rayonnement d'une flamme de jet provient des particules de suies et des gaz chauds. Dans la plupart des flammes de jets fires sur les plateformes pétrolières, le rayonnement des suies domine. Cependant, dans de nombreuses flammes soniques de gaz naturel, le rayonnement des suies suies sera assez faible par rapport à l'émission moléculaire de la vapeur de CO₂ et de H₂O [62].

Sur les plateformes pétrolières, les jet fires peuvent causer un impact direct des flammes sur les structures ou les cibles environnantes. Dans la littérature, on trouve plusieurs études sur la nature et l'étendue des impacts et les densités de flux de chaleur qui en résultent et la densité de flux thermique totale qui est transmise à un objet immergé dans les flammes, varie sur la surface de l'objet. De plus, les proportions relatives des densités de flux de chaleur convectifs et des éclairement énergétiques varient aussi sur la surface, la composante convective la plus élevée étant susceptible d'être observée près du point d'impact de la flamme où les vitesses les plus élevées se produisent, tandis que la composante radiative la plus élevée sera ressentie là où la zone la plus radiative de la flamme (généralement vers la fin de la flamme) est vue par l'objet.

Sur la **Figure 4**, nous pouvons observer les densités de flux thermiques totales enregistrées à la surface d'un tuyau placé horizontalement, soumis à l'impact d'un jet de gaz horizontal à haute pression et situé à une distance variable du jet [111]. Lorsque le tuyau était situé à 21 m, les densités flux de chaleur maximales sont observées au point d'impact sur l'avant de la conduite **Figure 4(a)**. Pour une distance de 15 m, les contraintes thermiques sont relativement uniformes autour de la conduite alors que lorsque l'écartement n'est que de 9 m, les contraintes thermiques à l'arrière du tuyau sont les plus élevées en raison du rayonnement de l'extrémité de la flamme. Comme la partie la plus radiative de la flamme est plus proche de l'extrémité, cela peut entraîner des densités de flux de chaleur totales plus élevées sur la surface arrière de l'objet impacté.



Figure 4 : Variation de la densité de flux thermique totale sur la surface d'un tube en fonction de la distance par rapport à la source de flamme : (a) tuyau à 21 m ; (b) tuyau à 15 m ; (c) tuyau à 9 m[78]

D'autres essais avec différents débits et vitesses de sortie, de jets subsoniques de méthane [122], de jets subsoniques [122] et soniques [62],[123] de propane gazeux ont présenté des résultats similaires. En effet, les mesures de température [124] le long d'un pipeline placé près de la source montrent que la face arrière de la cible tubulaire a reçu le flux incident le plus important et nous pouvons voir sur la **Figure 5**, que les températures plus élevées, sont situées sur la face arrière.



Figure 5 : Températures en fonction du temps à différents endroits d'une conduite soumise à un jet fire adapté de[106]

Tel que mentionné plus haut le processus de combustion des jet fires issus de gaz naturel produit moins de suies, donc des flammes avec un rayonnement plus faible que celui des flammes de jets d'hydrocarbures. L'éclairement énergétique provenant de jet fires de gaz naturel, reçu par l'environnement, est donc plus faible comparée à celle des jet fires d'hydrocarbures. Cela se reflète dans la fraction de la chaleur rayonnée, F (à ne pas confondre avec le facteur de vue), pour ces feux comme on peut le voir sur la **Figure 6**. La fraction F est définie comme le rapport entre l'énergie libérée sous forme de rayonnement à la surface de la flamme et l'énergie nette de combustion. Comme nous pouvons le voir, la fraction F augmente avec le nombre de carbones (du gaz naturel au pétrole brut), ce qui traduit l'augmentation du rayonnement des suies dans les feux de jets d'hydrocarbures plus importants.



Figure 6 : Fraction radiative de la puissance par rapport à la puissance totale observée pour jet fire avec différents hydrocarbures[78]

Le rayonnement des suies entraine donc un éclairement énergétique des flammes d'hydrocarbures plus élevé que celui des flammes de gaz naturel. Cependant, les vitesses généralement plus faibles résultant des fuites de liquides comme le propane ou le butane entraînent une densité de flux convectif plus faible pour les jet fires d'hydrocarbure comparés aux jet fires issus de gaz naturel [62]. Nous pouvons voir sur la **Figure 7**, que la fraction radiative du flux thermique passe d'environ 0,5 pour le gaz naturel à environ 0,8 pour les combustibles contenant part importante d'hydrocarbures supérieurs [125].



Figure 7 : Éclairement énergétique pris comme fraction de la densité de flux totale par rapport à la teneur en hydrocarbures d'un objet soumis à un jet fire [78]

Différents auteurs rapportent également plusieurs corrélations entre le facteur F et la vitesse de sortie du jet [112],[119],[121]. Dans le cas d'un mélange gaz-liquide sous pression, les vitesses de gaz élevées peuvent être atteintes et se traduisent par un apport convectif élevé, tandis que la teneur élevée en hydrocarbures maintient un apport radiatif élevé. Sur le

Tableau 2, nous avons un résumé des densités de flux de chaleur issues des jet fires d'hydrocarbures et nous pouvons voir que les valeurs d'éclairements énergétiques sont plus élevées que les valeurs de densités de flux convectifs.

Tableau 2 : Densités totales de flux thermiques, convectifs et éclairements énergétiquesprovenant de jet fire d'hydrocarbures [70]

Paramètres	Valeurs
Densité de flux total incident (kW/m ²)	100-450
Éclairement énergétique (kW/m ²)	50-300
Densité de Flux convectif (kW/m ²)	50-150
Température de la flamme (K)	1200-1600

I.1.2.C.3. La norme ISO 22899-1

Pouvoir étudier expérimentalement le comportement des matériaux sous des contraintes thermiques représentatives d'un feu extrême comme le jet fire ou le BLEVE, induit une aptitude à reproduire les effets thermiques de ces feux. Pour les BLEVE et les feux de nappe l'approche utilisée reste toujours les essais à grande échelle. Pour les jet fires, une norme (ISO 22899-1) a été développé pour reproduire leurs effets thermiques, elle est présentée dans cette partie.

Depuis 2007 une norme ISO 22899-1:2007 a été mise en place dans le but de tester la résistance des matériaux soumis aux contraintes thermiques créées par un jet fire. Cette norme provient d'une première étude appelée OTI 95634 [126] et menée conjointement par le Health and Safety Executive du Royaume-Uni et la Direction norvégienne du pétrole pour les installations pétrolières. Le comportement en matière de protection passive contre le scénario jet fire est évalué grâce à ce test. Elle ne comprend pas l'évaluation d'autres propriétés du matériau contre l'incendie telles que, la résistance aux intempéries, au vieillissement, aux chocs et à l'explosion, pas plus que la production de fumée. Tel que mentionné précédemment, les jet fires donnent lieu à des densités de flux thermiques convectifs et des éclairements énergétiques élevés ainsi qu'à des forces érosives élevées.

En fonction du type de matériaux à tester cette norme définit deux configurations (interne et externe) et quatre versions du test (panneau, charpente plane, charpente métallique, section tubulaire), la configuration interne pour des essais de panneaux est présentée sur la **Figure 8**.



Figure 8 : Disposition pour la configuration interne de la norme du jet fire

- Avec 1 la chambre de protection
 - 2 la buse
 - 3 les supports
 - 4 la chambre de recirculation de la flamme

Pour générer une densité de flux convectif et un éclairement énergétique assez conséquent un jet sonique de gaz propane avec un débit de 0,3 kg/s est dirigé dans une chambre creuse, ce qui produit une boule de feu. L'épaisseur de la flamme s'en trouve augmentée, de même que la chaleur rayonnée vers l'éprouvette. Le propane est utilisé comme combustible puisqu'il a une plus grande propension à former des suies que le gaz naturel et donc une flamme d'une plus grande capacité rayonnante. Des forces d'érosion élevées sont générées par la

libération du jet sonique de gaz à 1 m de la surface de l'échantillon. Le gaz propane est libéré par une buse conique convergente de 200 mm de long, 52 mm de diamètre d'entrée et 17,8 mm de diamètre de sortie (**Figure 9**).

La chambre de recirculation de la flamme, dont les dimensions intérieures nominales sont de 1 500 mm \times 1 500 mm \times 500 mm, est utilisée pour chaque essai (**Figure 10**). La chambre de protection de dimensions intérieures nominales 1 500 mm \times 1 500 mm \times 1 500 mm \times 1 000 mm sert à protéger l'arrière de la chambre de recirculation de la flamme des influences environnementales dans la configuration interne de l'essai (**Figure 10**). La durée de l'essai peut être définie soit dans une période spécifiée (5 min, 30 min, 60 min, 90 min ou 120 min) d'exposition au jet fire, soit dans la période nécessaire pour atteindre une température maximale spécifiée (par exemple 400 °C pour les échantillons en acier).



Figure 9 : Buse utilisée dans la norme du jet fire avec des dimensions en mm



Figure 10: schémas de la configuration interne: à gauche la chambre de recirculation de la *flamme (1) et la buse (1), à droite: la chambre de protection*

I.1.3 Conclusion sur les scénarios 'feu'

Dans cette partie nous avons présenté les densités de flux thermiques qui sont générées par différentes catégories de feux et montré que globalement les valeurs se situaient entre 1 et 450 kW/m². Nous avons aussi vu que les densités de flux de chaleur variaient en fonction du scénario 'feu', des combustibles et parfois en fonction de l'environnement.

Étudier expérimentalement le comportement des matériaux sous des contraintes thermiques représentatives des différents scénarios abordés précédemment, induit une aptitude à reproduire les effets thermiques de ces feux. Pour pouvoir atteindre et reproduire ces densités de flux dans des conditions contrôlées, des moyens d'essais caractéristiques doivent être mises en place pour permettre de reproduire ces agressions thermiques.

Pour les essais à grande échelle sous hautes densités de flux plusieurs problèmes se posent. En effet, même s'ils représentent les outils principaux et les plus crédibles pour enquêter sur ces questions liées aux incendies, en raison de la complexité des phénomènes mis en jeu lors des incendies ces tests sont souvent longs et coûteux. Par exemple la taille des échantillons plans utilisés lors des essais dans la norme du jet fire est de 1500 mm \times 1500 mm, ce qui limite la possibilité de criblage rapide des matériaux et leur développement.

En raison de la complexité du phénomène des incendies, les essais à grande échelle demeurent l'outil principal et le plus crédible pour étudier les questions liées aux incendies. Cependant, le coût de ces tests augmente considérablement avec l'échelle [127] et la solution utilisée est la réduction d'échelle. Dans la section suivante, la théorie de la réduction d'échelle est présentée, différents bancs d'essais existants dans la littérature et les approches utilisées permettant d'imiter certains scénarios 'feu' à petite échelle, sont présentés.

I.2. La réduction d'échelle

Les tests à grande échelle ne sont pas toujours possibles ni suffisants pour étudier un scénario 'feu'. Les causes principales en sont le manque de moyens techniques, financiers ou théoriques. La réduction d'échelle est alors la solution utilisée pour approfondir et comprendre les phénomènes qui se produisent à l'échelle réelle. La réduction d'échelle est souvent utilisée dans le domaine du feu et en général soulève certaines interrogations :

- les résultats (thermiques, matériaux, etc.) issus des échantillons des essais réduits sontils comparables à ceux obtenus à l'échelle réelle ?
- sinon quels sont les moyens à mettre en œuvre pour que les résultats à l'échelle réduite et à l'échelle réelle soient comparables ?

Pour arriver à réaliser une réduction d'échelle adéquate, une analyse dimensionnelle est une méthode de choix pour déterminer les paramètres qui peuvent être reproduits à l'échelle réduite. Le choix d'un ou de plusieurs de ces paramètres dépend de l'objectif et des phénomènes qui doivent être représentés à une échelle plus petite.

I.2.1. L'analyse dimensionnelle

L'analyse dimensionnelle est définie comme étant l'étude de la forme générale des équations régissant un phénomène physique [128]. Elle permet l'évaluation des équations de conservation en vigueur et la sélection des groupes sans dimension appropriés [129]. L'analyse dimensionnelle s'intéresse aux dimensions des variables qui interviennent dans les équations scientifiques qui décrivent le phénomène physique qui doit être reproduit à échelle réduite. Les différentes équations ont la propriété d'homogénéité c'est-à-dire elles sont indépendantes du système d'unité. L'analyse dimensionnelle permet donc, à partir des relations entre les variables dimensionnelles, de mettre en place un système équivalent de variables sans dimensions qui sont des produits des précédentes. Ainsi le nombre de variables est réduit et le phénomène peut être décrit en ne considérant que des paramètres adimensionnels [128].

Énoncé en 1914, le théorème de Vaschy-Buckingham [130] est celui utilisé pour déterminer les nombres adimensionnels. Il permet de montrer que si un phénomène peut s'écrire en fonction de relations entre n variables dimensionnelles fondamentales, alors il est possible de trouver des relations équivalentes fonctions de m produits adimensionnels indépendants formés à partir de ces variables [128]. Ce théorème permet de déterminer avec précisions le nombre m de produits adimensionnels indépendants qui peuvent être obtenus à partir des nvariables dimensionnelles fondamentales du phénomène. Par exemple dans le cadre d'un problème de dynamique sans considération thermodynamique m = n - 3, et pour un problème de cinématique m = n - 2 [128]. Ces nombres peuvent aussi être déterminés par tâtonnement.

Prenons l'exemple d'une grandeur A et notons [A] la dimension de cette grandeur. En considérant les dimensions de base M, L, T qui sont respectivement les dimensions de longueur, de masse et de temps. On peut alors écrire [A] sous la forme [A] = $M^a L^b T^c$, par exemple pour une vitesse V, on a [V] = L T⁻¹. Il est possible de combiner les paramètres dimensionnels en produits de puissances formant des paramètres de dimension $L^0 M^0 T^0=1$, donc adimensionnels [128].

Les travaux d'Osborne Reynolds, physicien anglais (1842 - 1912), constituent un exemple d'application de l'analyse dimensionnelle. En effet, il a travaillé sur l'étude et la caractérisation des écoulements de liquides dans des conduites cylindriques. En 1883, grâce à l'ajout d'un colorant il visualise la structure de l'écoulement de fluides dans des tubes en verre de section cylindrique. En modifiant les conditions expérimentales dont vitesse moyenne du fluide U_f de dimension L T⁻¹, le diamètre de la conduite D de dimension L, la viscosité dynamique μ de dimension M L⁻¹ T⁻¹ et la masse volumique du fluide ρ de dimension M L⁻³, il remarque que la sortie du régime laminaire, mise en évidence par l'apparition de tourbillons, peut être associée à une certaine valeur du rapport adimensionnel, connu sous le nom du nombre de Reynolds (*Re*,**Eq. 4**).

$$Re = \frac{\rho U_f D}{\mu} \left[\frac{ML^{-3} LT^{-1} L}{ML^{-1}T^{-1}} = M^0 L^0 T^0 \right]$$

Eq. 4

Les applications de l'analyse dimensionnelle sont nombreuses et elle est utile dans plusieurs cas [128] :

- l'exploitation d'expériences qui permet de réduire le nombre de paramètres et donc élargir la portée d'une expérience réalisée pour une configuration particulière. Ainsi, en déterminant les nombres adimensionnels et les produits de ces nombres indépendants, le nombre d'expériences est réduit tout en fournissant des résultats généraux,
- l'établissement d'abaques, en effet, les nombres adimensionnels permettent d'élargir la portée d'un résultat comparé à un calcul mené avec des variables dimensionnelles. C'est pour cela qu'il y a un intérêt dans la mise en place des abaques en fonction de nombres adimensionnels.
- la mise en place de lois de similitude, l'analyse dimensionnelle permet d'établir les relations de passage d'une échelle à une autre. La similitude dimensionnelle est aussi une méthode importante utilisée dans la réduction d'échelle.

La similitude dimensionnelle est l'étude des lois qui permettent le passage entre les grandeurs d'un modèle réduit et celles du modèle réel [128]. L'analyse dimensionnelle permet

la mise en place de ces lois. En utilisant la propriété d'homogénéité des équations de la physique, tirée de l'analyse dimensionnelle, en d'autres termes leur indépendance par rapport au système d'unité, il est possible de mettre en place une similitude.

Une similitude consiste à changer les unités dans les équations avec le facteur d'échelle qui intervient comme un coefficient de changement d'unité de mesure [128]. En effet, les différentes unités de base comme la longueur, la masse ou la contrainte ne dépendent pas des valeurs des longueurs, des masses et des contraintes mesurées. Il est donc possible de définir le facteur d'échelle permettant de passer d'un modèle réduit à une échelle plus grande, pour chaque grandeur du phénomène étudié. Cela constitue une première propriété de la similitude. En utilisant la notation de Mandel [131], on note u^* le facteur d'échelle attaché à la grandeur ureliant la grandeur u_m de l'échelle réduite à la grandeur u_p de l'échelle considérée on a alors :

$$u^* = \frac{u_m}{u_p}$$

Eq. 5

Idéalement, le théorème de Vaschy-Buckingham permet d'arriver à une deuxième propriété, selon laquelle, un modèle réduit est représentatif du modèle réel si les paramètres adimensionnels décrivant complètement les deux systèmes, sont égaux simultanément [128]. On parle alors de similitude complète. Dans la réalité il est très difficile de réaliser une similitude complète et dans certains cas il est impossible de la réaliser.

Il existe dans la littérature des auteurs qui ont essayé d'appliquer la théorie de l'analyse dimensionnelle et des similitudes dans le domaine du feu [129],[132]–[138]. Par exemple, Perricone [135] a étudié des feux de compartiments à l'échelle réduite en réalisant des maquettes avec 3 facteurs d'échelle différents (1/8, 2/8 et 3/8). Les dimensions du compartiment à réduire étaient de 0,376 m de large x 0,376 m de profondeur x 0,254 m de hauteur et des berceaux en bois sont utilisés comme combustible. Il a défini un temps d'écoulement (\tilde{t} Eq. 6) qu'il a extrait des équations de conservation (quantité de mouvement, de masse, d'énergie) adimensionnées et sa sélection comme temps caractéristique a été la pierre angulaire dans ses modèles réduits. Il ajoute que les équations différentielles exprimant les lois de conservation pour le système

contiennent toutes, le temps comme variable indépendante. Par conséquent, il a considéré ce temps comme le paramètre le plus important et chaque caractéristique de la conception du modèle, de la taille du berceau de bois au compartiment, a été déterminée par ce temps caractéristique. Les expériences menées aux trois échelles modèles lui ont donné des résultats satisfaisants dans la prévision des taux de combustion, des températures et des concentrations de gaz.

$$\tilde{t} = \sqrt{\frac{l}{g}}$$

Eq. 6

Avec *l* la longueur caractéristique du système [m]

g l'accélération gravitationnelle en [m/s²]

Kuwana et al.[137] ont mené des expériences à échelle réduite pour comprendre le mécanisme à l'origine de l'apparition de tourbillon de feux dans les espaces ouverts. Pour cela, ils ont réalisé à une échelle de 1/1000 dans une soufflerie, les tourbillons de feu du Hifukushoato, apparus après le grand tremblement de terre de Kanto (Tokyo) en 1921. Ils ont découvert que l'apparition des tourbillons était liée à une vitesse critique du vent (U_c) et ils ont mis en place une loi d'échelle qui prédit cette vitesse critique du vent. En effet, ils arrivent à une corrélation entre cette vitesse critique et un nombre de Froude de combustible (**Eq. 7**) suivant la relation présentée dans l'**Eq. 8**.

$$Fr_c = \frac{m_c^2}{\rho_a^2 g L_{comb}}$$

Eq. 7

Avec m_c la masse de combustibles consommées par unité de surface et par unité de temps [kg/(m².s)]

- ρ_{∞} la masse volumique de l'air ambiant [kg/m³]
- g l'accélération gravitationnelle en $[m/s^2]$

 L_{comb} la longueur de la zone de combustion [m]

$$\frac{U_c}{(gL_{comb})^{\frac{1}{2}}} = Fr_c^{\left(\frac{0,3}{2}\right)}$$

Eq. 8

Cette section nous a permis d'identifier les moyens possibles pour réaliser une réduction d'échelle et nous avons mis en exergue les méthodologies souvent utilisées. Il faut noter que dans le domaine du feu, il n'est pas toujours possible de réaliser une similitude complète ou même restreinte. Dans la section suivante, des exemples de bancs d'essais à l'échelle réduite (échelle laboratoire) qui existent dans la littérature et dans le domaine du feu sont présentés. Les approches utilisées et les paramètres choisis par les différents auteurs et reproduits à l'échelle réduite, sont détaillés.

I.2.2. Les bancs d'essais dans le domaine du feu

Les différents essais normalisés de réaction au feu ne seront pas détaillés dans cette section qui se concentre sur des bancs d'essais existant dans la littérature à l'échelle laboratoire. Ces bancs d'essais sont souvent des modèles réduits des essais normalisés. Ainsi nous présenterons quatre bancs d'essais qui permettent de tester respectivement les câbles électriques, les matériaux intumescents dans le cadre d'un feu de tunnel, les matériaux de construction dans un scénario feu de coin de pièce et des matériaux composites destinés au domaine aéronautique.

Pour simuler la norme EN 50399, norme pour la classification des câbles électriques regroupés en faisceaux et montés verticalement (**Figure 11**), un banc d'essais été développé par Gallo et al [139]. Il est composé d'un brûleur (**Figure 11** (**a**)) dont la conception est en forme de barre avec trois rangées de petits trous (49 trous de 0,8 mm) et permet d'obtenir une flamme homogène à celle du test à grande échelle [139]. Une échelle de 550 mm de hauteur avec cinq marches devant une plaque (**Figure 11** (**b**)) a été choisie par les auteurs et les câbles sont montés verticalement sur cette échelle. Les auteurs ont réalisé les tests sur 20 câbles optiques différents. Les paramètres choisis, pour la comparaison entre l'échelle réelle et l'échelle réduite, sont le taux maximal de dégagement de chaleur (« Peak Heat Release Rate, PHRR ») et le taux de croissance du feu « Fire Growth Rate, FIGRA ». Les résultats obtenus montrent un facteur d'échelle d'environ 5 entre les valeurs obtenues sur le banc réduit et ceux obtenus à l'échelle réelle et ainsi les auteurs ont pu mettre en place des lois de similitude entre l'échelle réduite et l'échelle réduite et l'échelle réelle avec ce facteur de 5.



Figure 11: Banc d'essais réduit pour la norme EN 50399 (a) brûleur, (b) échelle et (c) essai en cours [139]

Pour simuler la norme du « tunnel de Steiner » (ASTME-84), un banc à échelle réduite (1/8) a été développé et des essais ont été réalisés sur des matériaux intumescents [2]. Ce banc est composé d'un brûleur alimenté en méthane avec un débit 0,74 l/min ce qui permet d'avoir une température d'environ 980 °C à la surface de l'échantillon exposé. De petites fenêtres permettent de suivre la propagation de la flamme et la fumée est collectée dans une cheminée pour mesurer son opacité avec un analyseur de densité de fumée comprenant une lumière halogène (**Figure 12**). L'indice de propagation des flammes « Flame Spread Index, FSI » en fonction du temps et l'indice de développement des fumées « Smoke Developed Index, SDI » en fonction du temps, ont été choisis par les auteurs comme paramètres de comparaison entre l'échelle réduite et l'échelle réelle. Les résultats obtenus à échelle réduite allaient dans le même sens que ceux obtenus à l'échelle réelle, même si des différences existaient entre les deux

échelles. Par exemple, le maximum de l'indice de propagation des flammes, était atteint après 350 s à l'échelle réduite, comparé à 600 s à échelle réelle. Cependant, le banc réduit permettait de reproduire le comportement au feu d'un matériau intumescent à grande échelle aves des courbes « SDI » et « FSI » similaires [2].



Figure 12: Banc d'essais réduit pour la norme ASTM E-84, (a) schémas du tunnel, (b) construction interne et (c) cheminée [2]



Figure 13 : Propagation des flamme en fonction du temps mesurée à petite (a) et grande (b) échelle et opacité des fumées en fonction du temps mesurée à petite (c) et grande (d) échelle[2]

Un banc d'essais à échelle réduite, a été développé pour reproduire le test du SBI « Single Burning Item » par Bourbigot et al.[127]. Le test du SBI est prévu pour évaluer la performance des matériaux de construction dans un scénario feu de coin de pièce. Ce test réduit permet de mesurer tous les paramètres comme dans le SBI à grande échelle, y compris le taux de dégagement de chaleur (« Heat Release Rate, HRR »), le dégagement de chaleur total (« Total Heat release, THR »), l'indice du taux de croissance du feu « FIGRA », l'opacité de la fumée et l'indice du taux de croissance des fumées « Smoke Growth Rate, SMOGRA » (**Figure 14**). Ces paramètres ont été choisis par les auteurs comme critères de comparaison entre les différentes échelles. Le banc a été développé à une échelle (1/3) et des tests ont été réalisés sur des échantillons panneaux en bois. Les résultats obtenus avec le banc réduit permettaient d'obtenir une bonne prédiction des valeurs à grande échelle (**Tableau 3**).



Figure 14 : Test du SBI réduit, (a) le banc réduit et (b) coupe transversale du système de mesure des paramètres (opacité des fumées, analyseur d'O2 et pression) [140]

	Panneaux en bois	Panneau en bois
	(SBI)	(SBI réduit)
THR à 600 s [MJ]	15,7(+/2)	18,2 (+/-3)
FIGRA [W/s]	440 (+/-79)	524,3 (+/- 85)
SMOGRA [m ² /s ²]	3 (+/- 1)	10, 9 (+/- 3)

 Tableau 3 : Comparaison entre les résultats obtenus entre échelle réelle et l'échelle réduite

 adapté de [127]

Tranchard et al. [5],[127] ont développé un banc équipé d'un brûleur horizontal qui permet de mimer un essai de combustion dans le but d'étudier le comportement thermophysique de matériaux composites en cas d'incendie (**Figure 15**). Ce banc d'essais est conforme à deux essais d'incendie de certification aéronautique : ISO2685:1998(E) et FAR25.856(b):2003 [5]. Pour ce banc, la stratégie choisie a été de reproduire à l'échelle réduite les densités de flux de chaleur caractéristiques générées par les feux dans le domaine aéronautique. Le test consiste à impacter un échantillon de 150×150 mm² par une flamme de propane à une température de 1100 °C délivrant une densité de flux thermique calibrée de 116 kW/m² ou de 182 kW/m² (densités de flux caractéristiques trouvées dans les feux d'avions). Au cours d'un seul essai, il

est possible de mesurer simultanément le profil de température, la perte de masse et la nature et la composition quantitative des espèces gazeuses produites par la décomposition du composite [127].



Picture (a) and scheme (b) of the horizontal burner test bench [8] - (1) Test bench frame, (2) Cooling thermostat, (3) Copper coil cooler, (4) Propane thermocontroller, (5) Propane flowmeter, (6) Propane gas line, (7) Burner support, (8) Propane flame burner, (9) Hood, (10) Ring sampler, (11) Coupon support, (12) Infrared (IR) camera, (13) Precision balance, (14) Balance support, (15) Data acquisition device

Figure 15 : Banc d'essais horizontal pour l'étude des feux dans le domaine aéronautique [5],[127]

Il n'existe pratiquement pas de bancs d'essais à l'échelle laboratoire qui permettent de simuler des feux extrêmes. Cependant, nous pouvons citer les essais menés au Four Solaire Principal (FSP) du laboratoire Expertise Hauts Flux (EHF) de la Délégation Générale pour l'Armement (DGA) qui permet de simuler des scénarios d'explosions nucléaires ou de BLEVE [52]. Pour reproduire ces scénarios, la densité flux de chaleur a été choisie comme paramètre à reproduire à l'échelle du laboratoire et ainsi des densités de flux allant jusqu'à 1000 kW/m² pouvaient être atteints (**Figure 16**). Des essais menés au laboratoire BAM, à l'aide d'un brûleur propane avec un diamètre de 7 cm, ont été réalisés dans le but de simuler un scenario feu entre le scénario du jet fire et l'ASTM E285 qui représente les feux d'oxy-acétylène (température de flamme d'environ 3200 °C et des densités de flux dans l'ordre de 8350 kW/m²) [141]. Les

paramètres principaux qui ont été choisis pour être reproduits sont la température et la densité de flux de chaleur. Ainsi le test permettait d'atteindre des densités de flux thermique d'environ 300 kW/m² et des températures de flamme de 1800 °C.



Figure 16 : Formes des densité de flux thermique pour reproduire le scenario de BLEVE [52]



Figure 17: Brûleur utilisé pour le test au laboratoire BAM [142]

Cette partie nous a permis d'identifier les moyens mis en œuvre pour étudier différents scénarios et pour tester des matériaux soumis à ces feux. Au niveau des bancs d'essais présentés

ici et généralement dans le domaine du feu, l'analyse dimensionnelle n'est pas réalisée ou n'est pas pris en compte. La solution utilisée, comme nous avons pu le voir consiste à choisir un paramètre à l'échelle réelle que l'on souhaite reproduire à l'échelle réduite. Ensuite, des essais sont réalisés aux différentes échelles pour pouvoir établir des relations empiriques ou des facteurs d'échelles qui permettent de passer d'une échelle à une autre.

I.3. Conclusions

Dans ce chapitre nous avons réalisé un état de l'art sur les densités de flux générées par différents scenarios 'feu' et les moyens mis en œuvre pour les étudier. Cette étude bibliographique a montré que les densités flux générées pouvaient atteindre 450 kW/m². Nous avons souligné qu'évaluer ces densités de flux et les reproduire à l'échelle réduite (laboratoire), permet d'étudier une réponse des matériaux dans des conditions contrôlées et acceptables en termes de coût et de temps.

Réaliser un test à grande échelle représente le moyen le plus précis pour évaluer les matériaux soumis à ces scénarios. Cependant, il s'avère que cette méthode est souvent coûteuse en temps et en argent surtout dans le cas de développement de nouveaux matériaux. La réduction d'échelle à travers l'analyse dimensionnelle apparaît donc comme une solution. Mais, dans le domaine feu dans la majorité des cas, cette analyse dimensionnelle n'est pas faite ou pris en compte. En effet, la stratégie souvent utilisée consiste à choisir un paramètre à reproduire à l'échelle réduite, réaliser les essais et mettre en place des corrélations empiriques entre l'échelle réduite et l'échelle réelle.

Différents bancs d'essais de littérature ont été présentés et nous avons constaté qu'ils n'existaient pratiquement pas de publications sur des bancs d'essais permettant de reproduire à l'échelle laboratoire des densités de flux supérieures à 200 kW /m² ni d'études systématiques sur les feux extrêmes. Dans le chapitre suivant des travaux ont donc été menés pour développer un nouveau banc flexible qui permet de reproduire des densités de flux thermiques provenant des feux extrêmes, sur des échantillons réduits à échelle laboratoire.

66

CHAPITRE II : Feux extrêmes à échelle réduite : expérimentation et modélisation

Le chapitre précédent a mis en évidence la nécessité de comprendre et de reproduire les effets thermiques des scénarios 'feu' afin de mettre en place des réponses en matière de sécurité incendie. En raison de la complexité des phénomènes qui se produisent au cours des incendies, les essais à grande échelle demeurent l'outil principal pour les étudier. Cependant, leur coût et leur durée, considérables, représentent un frein au développement de nouveaux matériaux. La stratégie pour étudier le comportement des matériaux soumis à un scénario feu donné, consiste donc à effectuer, au cours de la phase de développement des matériaux, des essais à petite échelle dans des conditions expérimentales parfaitement contrôlées puis à grande échelle. Pour réaliser ces essais à l'échelle laboratoire, des bancs d'essais avec des conditions limites bien définies sont utilisés. Si pour des scénarios qui impliquent des densités de flux thermiques qui ne dépassent pas 200 kW/m², il existe des bancs d'essais parfaitement décrit dans la littérature [2],[3],[5],[127],[139], un manque se fait sentir quand nous nous intéressons aux scénarios extrêmes (densités de flux de chaleur allant jusqu'à 450 kW/m²).

C'est la raison pour laquelle un nouveau banc d'essais, versatile, a été mis au point pour simuler à l'échelle laboratoire des feux impliquant des densités de flux thermiques allant de 100 à 300 kW/m² et ainsi mimer les effets thermiques de scénarios extrêmes. Ce banc permettra de reproduire pleinement les densités de flux thermiques totaux et les températures provenant d'un feu extrême d'une manière parfaitement contrôlée et reproductible.

Dans la première partie de ce chapitre, les différents nombres adimensionnels qui peuvent décrire les phénomènes considérés seront présentés, la méthodologie utilisée pour développer le banc d'essais sera décrite en détail et le choix de chaque composant sera justifié. Ensuite, la caractérisation des densités de flux thermiques générés par la flamme sera présentée, ainsi que la capacité du banc d'essais, à donner une réponse précise et rapide sur des plaques en acier. Enfin, un modèle 3D sera réalisé à l'aide d'un solveur commercial COMSOL Multiphysics® utilisant une méthode par éléments finis. Ce modèle permettra de déterminer les conditions limites, en face exposée (le coefficient d'échange convectif h) par méthode inverse, en utilisant les profils de température, obtenus au dos d'une plaque d'acier impactée par la flamme. Les résultats seront ensuite discutés et les conditions limites déterminées seront utilisées dans le chapitre III pour modéliser les performances d'une peinture intumescente testée sur le banc d'essais.

II.1. Conception du nouveau banc d'essais à hautes densités de flux thermiques

Le banc d'essais développé vise à exposer un matériau, placé verticalement, à une densité de flux de chaleur pouvant aller jusqu'à 400 kW/m² et à mesurer la chaleur transmise au dos de l'échantillon à l'aide d'une instrumentation complète et adaptée.

La conception du banc a été réalisée en utilisant une approche semi-empirique. Cette approche est présentée dans la suite et a permis de sélectionner les composants (source de chaleur, matériaux du porte échantillon, forme et dimensions du porte-échantillon, instrumentation et moyens de contrôle des paramètres importants déterminés dans le chapitre I, i.e. la densité de flux de chaleur et température) et la configuration du banc. Les différentes étapes de son développement, sont présentées sur la **Figure 18**.



Figure 18 : Différentes étapes dans le développement du banc

II.1.1. Source de chaleur

II.1.1.A. Type de source

Parmi les différentes sources de chaleur qui peuvent être utilisées, il a été choisi d'utiliser un brûleur. La première étape dans le développement du banc a donc été de trouver un brûleur capable de fournir des densités totales de flux thermiques supérieurs à 150 kW/m². Le choix du brûleur torche (HP/ACM n°00 droit) de chez AEM (Paris, France) qui est un brûleur à "air induit" avec adjonction d'air comprimé, a été motivé par le fait que le brûleur permet normalement de générer les hautes densités de flux thermiques souhaitées [143]. La longueur totale du brûleur est de 266 mm et son diamètre de sortie interne est de 26 mm. Une représentation schématique du bruleur est présentée **Figure 19**.

Il est alimenté soit en propane seul ou par un mélange propane/air, avec des débits réglés à l'aide de débitmètres, massique pour le propane et volumique pour l'air. Les débits maximaux d'alimentation pouvant être délivrés sont de 2 kg/h pour le propane et 7200 L/h pour l'air. Les débits utilisés pour les tests sont fixés comme des pourcentages de ces débits maximaux. Dans les brûleurs à air induit, le jet de gaz sous pression entraîne l'air primaire comburant nécessaire à la combustion. Ici l'adjonction d'air comprimé permet d'augmenter la proportion d'air introduite dans la zone de mélange et de booster la puissance nominale du brûleur. Le mélange air-propane a lieu dans la zone du mélangeur et la géométrie de l'injecteur permet de créer un effet Venturi.



Figure 19 : Représentation schématique du brûleur [143]

En effet une réduction du diamètre au bout du tube de l'injecteur, par lequel le propane est introduit dans le mélangeur, crée une augmentation de la vitesse du gaz. Cette augmentation de la vitesse entraine l'aspiration de l'air, ce qui permet la présence des deux gaz (propane et air) dans la zone du mélangeur.

Dans le chapitre I, nous avons abordé les problématiques liées à la réduction d'échelle et le fait qu'il est important de connaître les nombres adimensionnels qui permettent de décrire un phénomène. Ensuite, un choix peut être fait sur les effets ou les paramètres pouvant être
reproduits à échelle réduite. La section suivante présente les nombres adimensionnels qui peuvent être pris en compte au niveau de notre banc d'essais.

II.1.1.B. Identification des nombres adimensionnels

L'alimentation du brûleur à des flux variables en propane seul ou en mélange air/propane va avoir un impact sur l'écoulement au sein de la flamme. Or, en fonction de la vitesse du jet, l'écoulement peut être dominé soit par la convection naturelle ou par la convection forcée, la flamme obtenue sera donc soit flottante, soit tendue [51].

Nous pouvons mentionner deux nombres adimensionnels, qui permettent de déterminer le paramètre qui prédomine entre les forces de flottabilité et la quantité de mouvement dans la flamme, d'un côté, entre la convection naturelle et forcée de l'autre côté [51] :

- le nombre de Froude, *Fr*,
- le nombre de Richardson, *Ri*,

Le nombre de Froude représente le rapport des forces d'inertie sur les forces de pesanteur. Son expression est donnée dans l'**Eq. 9**

$$Fr = \frac{U^2}{gD}$$

Eq. 9

- Avec *U* représentant la vitesse du jet [m/s],
 - g l'accélération gravitationnelle en [m/s²]
 - D la dimension caractéristique du jet qui correspond généralement au diamètre de sortie du brûleur en [m].

Ce nombre permet d'évaluer l'influence des forces de flottabilité dans la flamme et est généralement utilisé dans les modèles de feu torches semi-empiriques pour déterminer les caractéristiques géométriques de la flamme (en d'autres termes les modèles basés en partie sur des corrélations expérimentales).

Le nombre de Richardson montre l'importance relative entre la convection forcée et la convection naturelle (**Eq. 10**). Il représente les effets liés à l'évolution de la masse volumique des gaz avec la température, en d'autres termes il traduit le phénomène de flottabilité dans la flamme. Ce nombre est aussi utilisé dans certains modèles semi-empiriques pour évaluer la longueur de flamme. Si les forces de flottabilité sont plus importantes, la flamme a une trajectoire ascendante. Dans le cas contraire, la convection est plus importante et donc la flamme est droite. Les nombres de Froude et de Richardson sont reliés par la relation donnée dans l'**Eq. 11** [51].

$$Ri = \frac{gD(\rho_0 - \rho_\infty)}{\rho_\infty U^2}$$

Eq. 10

Avec ρ_{∞} représentant la masse volumique de l'air ambiant en [kg/m³],

 ρ_0 la masse volumique à l'orifice de sortie du brûleur en [kg/m³].

$$Ri = \frac{(\rho_0 - \rho_\infty)}{\rho_\infty Fr}$$

Eq. 11

Dans ces travaux de thèse, les résultats expérimentaux obtenus proviennent de l'agression thermique crée par une flamme de jet impactant une paroi. Les jets impactants (réactifs ou non) et les paramètres influençant le transfert thermique généré par ces jets ont aussi été reportés dans la littérature [4],[144]–[149]. Les paramètres qui reviennent le plus souvent sont le nombre de Reynolds, la distance relative à la paroi impactée H, le profil de vitesse et l'intensité de la turbulence. Au niveau de la géométrie d'un jet impactant, trois zones sont différenciées (**Figure 20**) :

- une région de type écoulement libre,

- une région de stagnation
- une région de type écoulement de paroi ou de jet pariétal.



Figure 20 : Les zones d'écoulement d'un jet impactant

Pour comparer des écoulements de jets, le nombre adimensionnel de Reynolds (*Re* Eq. 12) est utilisé et permet de classer les jets impactants en quatre catégories [4],[148],[149] :

- laminaire dissipé, *Re* < 300
- pleinement laminaire, 300 <*Re*<1000
- semi-turbulent, 1000< Re<3000
- turbulent, *Re*>3000

$$Re = \frac{UD}{v}$$

Eq. 12

Avec *U* représentant la vitesse du jet [m/s],

- *D* le diamètre de sortie du brûleur en [m],
- ν la viscosité cinématique [m²/s].

Pour caractériser l'échange thermique au niveau de la zone de stagnation, le nombre de Nusselt (Nu) (**Eq. 13**) et l'efficacité (η) (**Eq. 14**) sont les deux nombres adimensionnels utilisés :

$$Nu = \frac{hD}{k_f}$$

Eq. 13

Avec h représentant le coefficient de transfert convectif [W/ (m². K)],

 k_f la conductivité thermique du fluide [W/(m. K)].

$$\eta = \frac{T_p - T_\infty}{T_j - T_\infty}$$

Eq. 14

Avec T_p la température de la plaque au point considéré [K],

- T_i la température du jet [K],
- T_{∞} la température de l'air ambiant [K].

Le nombre de Nusselt au point de stagnation ou la moyenne des nombres de Nusselt peuvent s'écrire dans des formules semi-empiriques, en fonction du nombre de Reynolds ou du nombre de Prandtl ou du rapport H/D ou de combinaisons de ces différents nombres [147],[148],[150]–[154].

Par exemple Sibulkin [151] donne une relation théorique pour le transfert de chaleur près du point de stagnation en supposant un écoulement laminaire, incompressible et à faible vitesse :

$$Nu_p = 0.763 \times (Pr)^{0.4} \times \left(\frac{U_p D}{\pi \nu}\right)^{0.5}$$

Eq. 15

Avec U_p la vitesse au point de stagnation [m/s]

 Nu_p le nombre de Nusselt au point de stagnation

Dong arrive à la relation suivante (**Eq. 16**) pour des nombres de Reynolds, compris entre 800 et 1700 [147] :

$$Nu_p = 0,56Re^{0,492}$$
 Eq. 16

Lytle et Webb [154] ont calculé la moyenne du coefficient de transfert thermique local à position x/D = 1, au niveau de la paroi. Ils sont arrivés par corrélation à la relation suivante (**Eq. 17**) entre la moyenne du nombre de Nusselt \overline{Nu} , le nombre de Reynolds et le rapport H/D :

$$\overline{Nu} = 0,424Re^{0.57} \left(\frac{H}{D}\right)^{-0.33}$$
Eq. 17

Le nombre de Prandtl (Pr) définit le rapport entre viscosité cinématique et diffusivité thermique (**Eq. 18**) :

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{C_p \mu}{k_f}$$

Eq. 18

Avec a la diffusivité thermique $[m^2/s]$,

- ν la viscosité cinématique [m²/s],
- C_p la capacité calorifique [J/(kg. K)],
- μ la viscosité dynamique [kg/(m. s)],
- k_f la conductivité thermique du fluide [W/(m. K)].

La majorité des nombres adimensionnels présentés ci-dessus, nécessite de pouvoir caractériser les vitesses. Différents travaux ont été réalisés en utilisant des techniques optiques avancées pour mesurer les vitesses au niveau du jet et de la paroi impactée par PIV (Vélocimétrie par Image de Particules) et par LDV (Vélocimétrie Laser Doppler) [155]–[157]. Ces différentes techniques donnent la possibilité de mesurer les gradients de vitesses et de températures, proches de la paroi impactée. Elles permettent ainsi d'avoir une très grande résolution spatiale, mais elles nécessitent l'utilisation de lasers, ce qui n'était pas possible au sein de notre laboratoire pour des raisons de sécurité.

Les densités de flux de chaleur totales et les températures, ont été identifiés dans le chapitre I comme étant les paramètres les plus importants dans les feux extrêmes. Ainsi dans la suite de ce travail nous avons décidé de nous concentrer sur ces deux paramètres.

II.1.1.C. Caractérisation des densités de flux thermiques délivrées par le brûleur

Des essais préliminaires ont été menés en utilisant différentes configurations (**Figure 22**, **Figure 23**). Le brûleur impacte directement en son centre un fluxmètre de type Gardon (TG1000-1A de SEQUOIA) fixé dans une plaque d'isolant. C'est un calorimètre refroidi à l'eau, recommandé par la FAA (« Federal Aviation Administration ») pour les tests dans le domaine du feu. Il est couplé à un thermostat de refroidissement (avec un débit d'eau de 0,5 l/min et une température de 32 °C). Ces valeurs ont été optimisées pour éviter la condensation sur la surface du fluxmètre.

II.1.1.C.1. Alimentation du brûleur avec du propane seul

Le brûleur est placé à une distance fixée soit à 150 mm, soit à 250 mm du fluxmètre. Des pourcentages du débit maximal de propane (2 kg/h) entre 15 % et 45 % ont été imposés et les densités de flux de chaleur correspondant mesurées.

À une distance de 250 mm, la densité de flux de chaleur ne peut être mesurée qu'à partir d'un pourcentage de 25 % à cause des problématiques de flottabilité de la flamme en deçà de cette valeur. À 15 %, la flamme n'atteignait pas le fluxmètre (**Figure 22(a)**) et à 20 %, la flamme n'était pas centrée par rapport au fluxmètre et prenait une trajectoire ascendante (**Figure 22(b**)) Aux mêmes débits à une distance de 150 mm aucun problème de flottabilité n'a été remarqué.

Si nous comparons les densités de flux thermiques mesurées (**Figure 21 (a)** et (**b**)), nous pouvons remarquer que les densités totales de flux thermiques générées à 150 mm étaient supérieurs à ceux à 250 mm entre des pourcentages de 25 % à 35 %, ce qui correspond à des débits massiques de $1,4 \times 10^{-4}$ kg/s et $1,9 \times 10^{-4}$ kg/s. En effet pour un débit de $1,4 \times 10^{-4}$ kg/s nous avons une moyenne de la densité totale de flux thermique de 52 kW/m² à 250 mm comparée à une moyenne de 99 kW/m² à 150 mm. La moyenne pour un débit $1,9 \times 10^{-4}$ kg/s est de 116 kW/m² à 250 mm et de 126 kW/m² à 150 mm. Cette tendance s'inverse avec des densités totales de flux thermiques plus élevées pour une distance de 250 mm, par exemple pour un débit de 2,5 $\times 10^{-4}$ kg/s nous avons une moyenne de 172 kW/m² à 250 mm, comparée à une moyenne de 137 kW/m² pour 150 mm.

Pour résumer et tenter donc d'expliquer la différence entre les densités de flux thermiques à 250 mm et à 150 mm, nous pouvons dire que pour les débits plus faibles que 40 % la différence provient de la réduction du rapport H/D (9,6 et 5,8). En effet dans [144] une étude qui a été réalisée pour un même débit de mélange d'air et de propane avec deux rapports H/D (5 et 3,5), une densité de flux thermique maximale de 120 kW/m² a été déterminée pour un rapport de 5 et 150 kW/m² pour un rapport de 3,5.

Ensuite, le fluxmètre étant dans la zone froide de la flamme à 150 mm (**Figure 22(c**)), il mesure une densité de flux thermique plus faible comparée à la zone du front de flamme. De plus, avec l'augmentation du débit, la zone froide de la flamme devient de plus en plus froide par rapport au front de flamme [144].



Figure 21 : Densités totales de flux de chaleur avec du propane seul (a) à 150 mm et (b) à

250 mm



Figure 22 : Essais réalisés avec du propane seul (a)&(b)à 250 mm, (c)&(d)à 150 mm

II.1.1.C.2. Alimentation du brûleur avec du propane et de l'air

La distance est fixée à 150 mm, plusieurs débits de propane ont été testés. Les débits d'air ont été ajustés pour avoir une flamme droite. La densité totale de flux thermique délivrée par le bruleur est enregistrée pendant 600 s pour chaque débit de propane. Les valeurs moyennes, les écarts types associés ainsi que les maxima et minima des densités de flux thermiques obtenues sont détaillés sur la **Figure 24**. Des densités totales de flux thermiques entre 122 kW/m² et 304 kW/m² ont été mesurées ce qui confirme bien la possibilité d'atteindre les densités de flux thermiques souhaitées.

Si nous comparons les résultats obtenus à 150 mm avec du propane seul à ceux obtenus avec du propane et de l'air, il apparait clairement que les densités de flux thermiques obtenues en utilisant du propane et de l'air sont supérieures à celles obtenues avec uniquement du propane à tous les débits. En effet pour un débit de 20 %, ce qui correspond à un débit massique de 1,1 $\times 10^{-4}$ kg/s, la moyenne de la densité totale de flux thermique obtenue, est de 92 kW/m² pour le propane seul, comparée à une moyenne de 122 kW/m² pour le mélange propane-air soit une différence de 30 kW/m². Cette différence croit quand le débit augmente et atteint 167 kW/m² pour un débit de 45 % soit un débit massique de 2,5 $\times 10^{-4}$ kg/s. Les moyennes de densités totales de flux thermiques sont respectivement de 137 kW/m² pour le propane seul et 304 kW/m² pour le mélange propane-air. Ces différences étaient attendues, car rajouter de l'air comprimé permet d'augmenter la quantité d'oxygène disponible et donc d'améliorer la combustion du propane et d'augmenter la chaleur dégagée [145],[158],[159]. Dans la suite de ce travail le brûleur sera alimenté avec du propane et de l'air pour pouvoir générer les densités de flux thermiques tout en ayant une flamme droite et centrée.



Figure 23 : Configuration des essais préliminaires réalisés avec du propane et de l'air



Figure 24 : Densités totales de flux de chaleur avec du propane et de l'air à 150 mm

Nous avons ensuite testé plusieurs configurations dans la conception du banc. En effet, dans le développement du banc plusieurs aspects ont été pris en compte, car comme le fait remarquer Bjørge [160], de nombreux paramètres ont une influence sur la sévérité d'un test. Il ne suffit pas, simplement de définir une densité de flux thermique générée par la flamme de 300 kW/m² ou une température de 1200 °C comme cible. La configuration des essais, les pertes de chaleur doivent également être prises en compte. La section suivante détaille les différentes configurations envisagées au cours de ce travail.

II.1.2. Échantillon et porte échantillon

Les échantillons qui seront testés sont principalement des barrières thermiques planes telles que des panneaux composites ou des revêtements appliqués sur substrats (acier, composite, bois...). La taille standard de l'échantillon à évaluer a été fixée à 100 mm x 100 mm avec une épaisseur qui peut être variable. Pour conserver de la flexibilité au niveau des dimensions de l'échantillon, le porte échantillon développé devra permettre de tester des échantillons de plus grandes dimensions.

Trois types d'isolants disponibles sous forme de plaques ont été sélectionnés dans notre étude. Des plaques de silicate de calcium (calsil) de densité et d'épaisseurs variables ainsi que de cordiérite ont été utilisées. Leurs caractéristiques principales sont détaillées dans le **Tableau 4**.

	Calsil N	Calsil D1000C	CORDIÉRITE 130 P
Fournisseur	DISTRISOL	FINAL Advanced	CERAQUITAINE
Fourmisseur		Materials	
Densité (kg/m ³)	240	1050	2000
Épaisseur (mm)	50	10	10
Température max	1000	1000	1200
d'utilisation (°C)	1000	1000	1390
Retrait (%)	< 2.5	0.3	

Tableau 4: Propriétés des différents isolants

La fixation de l'échantillon et son maintien dans le porte-échantillon devra se faire sans appliquer trop de contraintes mécaniques afin de ne pas perturber le comportement des matériaux testés. Pour cela, deux configurations de maintien de l'échantillon ont été testées (**Figure 25**). La première solution implique d'utiliser deux cadres réalisés en isolant pour prendre en sandwich l'échantillon (**Figure 25(a)**). Les deux plaques possèdent en leur centre une ouverture de taille légèrement inférieure à l'échantillon. Dans la plaque située en face arrière, une empreinte correspondant aux dimensions de l'échantillon, centrée sur l'ouverture, est en plus créée pour pouvoir y placer l'échantillon et permettre aux deux plaques d'être jointives. Pour faire le cadre et l'empreinte il est dès lors nécessaire d'utiliser un matériau isolant avec une épaisseur importante. La deuxième solution envisagée a été de créer une ouverture aux dimensions de l'échantillon dans un cadre en isolant et d'utiliser des pattes pour retenir l'échantillon dans le cadre (**Figure 25(b)-(c)**). De la laine de roche peut être nécessaire dans cette configuration pour combler les espaces entre le matériau à tester et l'isolant.



Figure 25 : Configurations de maintien (a) avec deux plaques d'isolant, avec une palque d'isolant et des pattes (b) en isolant et (c) métalliques

Finalement, afin de limiter les pertes de chaleur vers l'environnement et les perturbations dues à l'environnement, l'utilisation d'une enceinte semi-confinée que nous appellerons boîtier dans la suite, pour enfermer la zone de flamme ou protéger la face arrière a été envisagée en s'inspirant de la configuration interne de la norme ISO 22899-1 (**Figure 26**).



Figure 26 : Configurations des enceintes semi-confiniées (a) deux enceintes, (b) une enceinte

En prenant en compte toutes les considérations précédemment détaillées, les trois configurations de porte-échantillon, envisagées dans ce travail, sont présentées dans le **Tableau 5**.

	Configurations					
1	Deux boîtiers identiques : une à l'avant et une à l'arrière					
	Maintien de l'échantillon en sandwich entre deux plaques d'isolant dont l'une est					
	évidée pour délimiter un emplacement à la taille de l'échantillon					
	Isolant :					
	• Plaques de Calsil N					
2	Deux Boîtiers identiques : un à l'avant et un à l'arrière					
	Cadre et pattes de maintien de l'échantillon					
	Isolants :					
	Cadre en cordiérite					
	• Pattes en calsil D1000C					
	• Laine de roche pour combler l'espace éventuel entre échantillon et cadre					
3	Un seul boîtier à l'avant					
	Cadres et pattes de maintien de l'échantillon					

Tableau 5 : Différentes configurations utilisées



Des essais à hautes densités de flux thermiques ont été réalisés afin d'éprouver la résistance des matériaux et la validité des différents designs. Ces tests ont fait apparaître les limitations de ces configurations.

D'une part, il apparait que dans la configuration 1, l'utilisation d'un cadre fait dans une plaque épaisse d'isolant en face avant induit un retour de flamme vers le bruleur dans certaines conditions de test, ce qui n'est pas souhaitable en termes de sécurité (**Figure 27**). Ce retour de flamme n'est pas observé dans les designs 2 et 3 utilisant les pattes de fixation. Cette option sera donc choisie pour la configuration finale.



Figure 27 : Retour de flamme avec la configuration 1

D'autre part, l'exposition répétée pendant les tests à hautes densités de flux thermiques des matériaux isolants, montre que le calsil N et la cordiérite ne permettent de faire qu'un nombre limité de test (2 pour le calsil N et 5 pour la cordiérite). Au-delà, les plaques se cassent ou se fissurent comme cela peut être observé sur la **Figure 28**. Il semblerait par conséquent que le calsil D1000C soit l'isolant le plus adapté pour réaliser le cadre support de l'échantillon pour le test. De plus, pour avoir une meilleure mobilité du banc nous avons décidé d'avoir un seul boîtier à l'avant.



Figure 28 : Plaque de cordiérite après 5 tests

En prenant en compte tous ces paramètres, la configuration retenue du porte-échantillon est la configuration 3 avec un boîtier (en acier S235JR) de dimensions 300×300×100mm³, un cadre support de l'échantillon en calsil D1000C, des pattes de fixations métalliques. La forme

et les dimensions du boîtier choisis permettent ainsi de maintenir une flexibilité au niveau des dimensions des échantillons, mais aussi au niveau de la configuration du banc et donc de pouvoir l'adapter en fonction du scénario feu visé.

II.1.3. Instrumentations du banc et métrologie de l'essai

II.1.3.A. Moyen de mesure de la densité de flux thermique

Dans la suite de ce travail un fluxmètre de type Gardon TG1000-1A est systématiquement utilisé pour contrôler la densité de flux thermique. L'eau utilisée pour le refroidissement est toujours maintenue à un débit de 0,5 L/min et à une température de 32 °C. Pour mesurer la densité de flux thermique dans les conditions d'essai, le fluxmètre est fixé au centre d'une plaque d'acier de dimension $100 \times 100 \times 5$ mm³ qui est maintenu dans un support identique à celui utilisé pour l'échantillon (cadre en calsil dense, pattes de fixation, boîtier $300 \times 300 \times 100$ mm³).

II.1.3.B. Sensibilité de la densité de flux thermique

Des études ont été menées sur la sensibilité de différents paramètres sur la densité de flux thermique mesurée. La **Figure 29** montre les courbes de densités de flux thermiques obtenues en fonction de la qualité du propane (propane avec une pureté de 90 % et propane G31 avec une pureté de 99 %) et de la température du propane et de l'air (16 °C et 20 °C) à l'entrée du brûleur.

La comparaison des courbes notées (**a**) enregistrées avec un même débit de propane et d'air $(2,8\times10^{-4} \text{ kg/s} \text{ pour le propane et } 7,5\times10^{-4} \text{ m}^3\text{/s} \text{ pour l'air})$, mais avec un propane de pureté variable montre que des moyennes de densités de flux de chaleur, comparables sont obtenues (329 kW/m² avec le propane G31 et 327 kW/m² avec le propane pur à 90 %). Dans la suite nous avons choisi le propane G31 pour éviter l'influence des impuretés dont la quantité augmente

vers la fin des bouteilles de gaz de propane avec une pureté de 90 %. Les courbes de densités de flux de chaleur notées (**b**) obtenues avec le propane G31 et de l'air avec un débit respectif de $1,9\times10^{-4}$ kg/s et $5,2\times10^{-4}$ m³/s et deux températures de gaz 16 °C et 20 °C mettent en évidence qu'il n'y a pas de différence notable en fonction de la température d'entrée des gaz dans le bruleur. En effet, pour 16 °C nous avons une moyenne de 218 kW/m² et 220 kW/m² pour 20 °C. La température de gaz est fixée à 20 °C dans la suite.

La **Figure 30** montre les moyennes obtenues avec différents débits de propane G31 et d'air. Ces moyennes sont de 163 kW/m² (courbe notée (**c**) avec des débits de propane G31 et d'air respectif de $1,4\times10^{-4}$ kg/s et $3,8\times10^{-4}$ m³/s), de 225 kW/m² (courbe notée (**b**) avec des débits de propane G31 et d'air respectif de $1,9\times10^{-4}$ kg/s et $5,3\times10^{-4}$ m³/s) et de 329 kW/m² (courbe notée (**a**) avec des débits de propane G31 et d'air respectif de $2,8\times10^{-4}$ kg/s et $7,5\times10^{-4}$ m³/s). Nous pouvons donc conclure que la pureté du propane et la température du gaz n'ont pas une influence significative contrairement aux débits de propane et d'air sur la densité de flux de chaleur.



Figure 29 : Courbes obtenues avec le fluxmètre au centre de la flamme deux différents débits de propane et d'air (a) comparaison entre deux types de propane et (b) deux



températures de gaz

Figure 30 : Courbes obtenues avec le fluxmètre au centre de la flamme avec différents débits de propane et d'air

La **Figure 31** montre les courbes obtenues avec différents angles d'incidence ($\pm 4^{\circ}$ de décalage avec l'horizontale) et un débit de propane de 2,8×10-4 kg/s et un débit d'air de 7,5×10-4 m³/s. Les résultats montrent un léger décalage de la densité de flux thermique pour +4° avec une moyenne de 304 kW/m², comparée à une moyenne de 323 kW/m² à l'horizontale et 330 kW/m² pour -4°.



Figure 31 : Courbes obtenues avec un débit de propane (G31 à 20° C) et air fixe et différentes positions du brûleur

Ces résultats obtenus sur la densité de flux thermique, sont conformes à l'étude de l'Université de Cincinnati [161] réalisée sur le brûleur ISO2685 :1998(E) qui montre que la densité de flux de chaleur est influencée principalement par le débit du combustible, le débit de l'air et dans leur cas aussi par la température du combustible.

II.1.3.C. Moyens de mesures de température et champs de température

Pour mesurer les températures de flamme au niveau du jet, un peigne de 3 thermocouples de type B d'un diamètre de 1 mm est utilisé. Ce peigne est réalisé en fixant les thermocouples dans un cadre en calsil D1000C de dimensions 100x100x5mm³ et les thermocouples sont espacés de 5 mm de façon à couvrir le diamètre du tube de flamme (**Figure 32**). Les corrections de la perte par rayonnement n'ont pas été prises en compte.



Figure 32 : Peigne de thermocouples utilisés pour les mesures de la température de flamme

Lors des tests, nous avons évalué les variations de la température sur la face arrière. Pour cela, un thermocouple de type K d'un diamètre de 0,5 mm est, d'une part, soudé au centre à l'arrière d'une plaque d'acier. D'autre part, une caméra infrarouge (IR) de FLIR SystemsTM (ThermovisionTM A40M Researcher) calibrée de 50 °C à 1000 °C (gamme de longueur d'onde 7,5-13 μ m) et placée à 500 mm (**Figure 33(a)-(13**)) de la face arrière de l'échantillon, est utilisée pour mesurer les champs de température. Une peinture noire (Jeltz), stable thermiquement jusqu'à 700 °C dont l'émissivité est connue (0.92), est appliquée, sur la face arrière de l'échantillon avant l'essai. Cette configuration permet d'avoir deux moyens de mesures des températures au dos de la plaque (thermocouple et caméra infrarouge).

En parallèle, une caméra infrarouge de FLIR SystemsTM (FLIR X6540SC 640 x 512) calibrée de -20 °C à 3000 °C placée à 2000 mm (**Figure 33(a)-(14)**), est utilisée en face exposée. Celle-ci est munie de deux filtres qui permettent soit de voir à travers la flamme (NARROW-3970_4010 - 60 %, une bande passante de [3970 nm - 4010 nm] et un pourcentage de transmission de 60 %), ou d'observer l'enveloppe de flamme (NARROW-4500_4540 - 70 %, une bande passante [4500 nm - 4540 nm] et un pourcentage de transmission de 70 %).

Deux thermocouples de types K avec un diamètre de 0,5 mm sont soudés sur chaque boîtier (au-dessus et sur le côté) pour pouvoir suivre l'évolution de la température et être dans les mêmes conditions au début de chaque test.

II.1.4. Banc et protocole d'essais

La configuration adoptée pour le banc d'essais est détaillée sur la **Figure 33**. Il est composé de deux boîtiers identiques montés sur une structure en profilés d'aluminium, le premier permet de calibrer la densité de flux de chaleur et le deuxième est destiné à l'évaluation de l'échantillon. Un vérin pneumatique permet de déplacer les boîtiers et de placer de manière précise et répétable l'un ou l'autre en face du brûleur. Le brûleur est placé en face des boîtiers sur un support conçu pour pouvoir modifier la distance brûleur échantillon, la hauteur du brûleur et l'angle incident de la flamme.



Figure 33 : Schémas (a),(b), (d) et image (c) du banc d'essais

(1) Châssis du banc d'essais, (2) Thermostat de refroidissement, (3) Brûleur torche de prémélange air/propane, (4) Support du brûleur, (5) Boîtier de calibration, (6) Barres métalliques de maintien, (7) Fluxmètre refroidi, (8) Plaque de support du fluxmètre refroidi, (9) Plaque de Calsil ignifuge avant, (10) Boîtier de test, (11) Échantillon testé, (12) Vérin pneumatique, (13) Caméra infrarouge (IR) (ThermovisionTM A40M Researcher), (14) Caméra infrarouge (IR) (FLIR X6540SC 640 x 512), (15) Hotte, (16) Débitmètre propane, (17) Thermorégulateur pour le propane, (18) Débitmètre air, (19) Conduit pour le propane, (20) Conduit pour l'air, (21) Dispositif d'acquisition de données, (22) Barre de soutien des vis, (23) Vis de maintien, (24) Plaque de Calsil ignifuge face arrière, (25) Support Caméra, (26) Barre de maintien horizontale

Chaque essai est réalisé en suivant le protocole décrit ci-après. Le brûleur est fixé à une distance de 150 mm, nous avons choisi cette distance, car c'est la plus petite distance qui permet d'éviter une trop forte concentration de chaleur au niveau des boîtiers et de balayer une large gamme de densité de flux de chaleur.

La densité de flux de chaleur est ensuite calibrée à l'aide du fluxmètre avant chaque test. Lorsque la densité de flux de chaleur se stabilise, son signal est enregistré à l'aide de l'enregistreur de données Agilent 34970A pendant 3 minutes pour calculer la moyenne de la densité de flux thermique. Si cette moyenne se situe dans la plage de la valeur souhaitée (300, 200 ou 150 kW/m²), l'expérience peut commencer. L'échantillon est alors exposé à la densité de flux de chaleur choisie. Le temps d'exposition est choisi, selon des critères qui seront détaillés dans le chapitre III (typiquement entre 15 min et 1 heure). Chaque expérience est répétée au moins 3 fois pour vérifier la répétabilité du test. Une erreur de moins de 10 % est généralement observée sur l'ensemble de nos essais.

II.2. Densité de flux de chaleur et températures générées par le banc

L'objectif de cette partie est d'étudier la répétabilité et la précision du banc d'essais et de caractériser la densité de flux thermique et la distribution de la chaleur, mais aussi la température

des gaz de la flamme. Des plaques d'acier non revêtues d'une épaisseur de 5 mm ont été utilisées pour étudier le fonctionnement du banc d'essais et mesurer ces paramètres.

II.2.1. Caractérisation de la flamme

Pour étudier le comportement des matériaux soumis au banc d'essais, il est important de caractériser clairement la densité de flux de chaleur et sa distribution. Dans cette partie, nous avons choisi de nous focaliser sur trois densités de flux de chaleur à savoir 150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m² obtenu en utilisant les débits de gaz donnés dans le **Tableau 6**. Ces densités de flux thermiques ont été choisies, car ils permettent de balayer une grande partie des densités de flux caractéristiques des feux extrêmes. D'autre part, nous ne voulions pas dépasser 300 kW/m² pour éviter d'endommager les différents composants du système.

Densité de flux (kW/m ²)	Débit de propane (kg/s)	Débit d'air (m ³ /s)
150	$1,4 \times 10^{-4}$	3,7×10 ⁻⁴
200	1,9×10 ⁻⁴	5,2×10 ⁻⁴
300	2,8×10 ⁻⁴	7,5×10 ⁻⁴

Tableau 6 : Débits de gaz pour différentes densités de flux thermiques

II.2.1.A. Température et enveloppes de flammes

La **Figure 34** montre la température moyenne et l'enveloppe des flammes obtenues aux différentes densités flux thermiques. Des valeurs de 1200 °C, 1100 °C et 1000 °C sont mesurées respectivement pour les densités de flux thermiques de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m². En observant l'enveloppe de la flamme nous constatons que la zone d'impact de la flamme sur la plaque (zone lumineuse jaunâtre) est plus grande avec l'augmentation de la densité de flux thermique donc des débits et vitesses de sortie.



Figure 34 : Température moyenne de la flamme aux différentes densités de flux thermiques et Enveloppes de la flamme à (a) 300 kW/m², (b) 200 kW/m², (c) 150 kW/m²

II.2.1.B. Densité de flux thermique au centre et cartographie de la densité de flux thermique

La **Figure 35** montre les valeurs des densités de flux de chaleur en fonction du temps, mesurées avec le fluxmètre refroidi à l'eau. Une valeur moyenne de densité de flux de chaleur est mesurée pour chaque densité de flux thermique sur la base de 10 à 15 tests réalisés avec différents opérateurs. Des valeurs moyennes de (300 ± 30) , (200 ± 20) et (150 ± 15) kW/m² sont obtenues à partir des courbes (**a**), (**b**) et (**c**) respectivement. L'écart type standard représenté sur les différentes courbes par les barres d'erreurs provient des variations causées par la flamme qui n'est pas uniforme et dans les trois cas, l'erreur sur la valeur de la densité de flux est inférieure ou égale à 8 %.



Figure 35 : Courbes de contrôle des densités de flux thermiques obtenues avec le fluxmètre placé au centre de la flamme (a) Moyenne sur 15 tests calibrés à 300 kW/m²,(b) Moyenne sur 10 tests calibrés à 200 kW/m² et (c) Moyenne sur 10 tests calibrés à 150 kW/m²

La distribution spatiale des densités de flux de chaleur a également été évaluée et les résultats sont présentés sur la **Figure 36**. Ces mesures ont été effectuées sur la surface impactée en mettant le fluxmètre à différentes positions comme indiqué sur la **Figure 36(a)**.

Les positions sur les axes ont été adimensionnées en les divisant par le diamètre de sortie du brûleur D. Les courbes de densités de flux thermiques d'iso-valeurs présentées sur les **Figure 36(b) (c) (d)** montrent une forme plus ou moins circulaire pour les trois densités de flux de chaleur : 300 kW/m^2 , 200 kW/m^2 et 150 kW/m^2 . Les courbes de la **Figure 36(b)** montrent qu'à 300 kW/m^2 la zone avec les densités de flux de chaleur les plus élevées, est bien au centre de la plaque. On peut faire ce même constat pour les densités de flux thermiques de 200 kW/m^2 et 150 kW/m^2 et $\mathbf{350 \text{ kW/m}^2}$ en observant les courbes sur les **Figure 36(c)** et **Figure 36(d)**.

La densité de flux de chaleur diminue quand nous nous éloignons du centre. Des gradients de densités de flux de chaleur suivant l'axe horizontal de 110, 60 et 30 kW/m² sont respectivement observés lorsque les densités de flux de chaleur de 300, 200 et 150 kW/m² sont calibrés au centre de la plaque. Cette différence est due à la forme de la flamme et à sa non-

uniformité. Nous remarquons aussi sur la **Figure 36(b)** une baisse moins prononcée de cette densité de flux de chaleur sur les bords supérieurs au niveau de l'axe vertical avec une densité de flux de chaleur de 230 kW/m², comparée à 170 kW/m² sur les bords inférieurs. Cette différence est logique, car le phénomène de la convection entraine une concentration de chaleur plus importante vers le haut que vers le bas.

Ces différentes conclusions peuvent être aussi faites pour les courbes à des densités de flux de chaleur de 200 kW/m² et 150 kW/m² **Figure 36(c)** (d). En effet pour une densité de flux thermique de 200 kW/m², les densités de flux de chaleur les plus élevées sont logiquement au centre et les densités de flux de chaleur les plus faibles sont sur les bords avec 140 kW/m² et 120 kW/m². De même pour une densité de flux thermique de 150 kW/m² nous retrouvons sur la **Figure 36(d)** les valeurs les plus hautes au centre. Pour les valeurs sur les bords de l'échantillon nous atteignons 90 kW/m² sur le bas de la plaque et 110 kW/m² sur les bords supérieurs. Ainsi quand nous comparons les trois densités de flux de chaleur nous avons les mêmes comportements en termes de répartition spatiale de la densité de flux thermique.



Figure 36 : a) Positions et Cartographie de la densité de flux de chaleur pour (b) 300 kW/m², (c) 200 kW/m² et (d) 150 kW/m²

II.2.1.C. Part radiative de la densité de flux de chaleur

La part radiative de la densité de flux de chaleur (éclairement énergétique) a été aussi mesurée en utilisant un autre type de fluxmètre refroidi à l'eau, équipé d'une fenêtre qui bloque les effets convectifs du flux de chaleur, appelé TG9000 de SEQUOIA. La fenêtre est en saphir et les résultats obtenus sont présentés dans le **Tableau 7**. Nous obtenons un éclairement énergétique de 25 kW/m² pour une densité totale de flux de chaleur de 150 kW/m², de 30 kW/m² pour une densité totale de flux de chaleur de 35 kW/m² pour une densité totale de flux de chaleur de 300 kW/m².

Nous remarquons donc que l'éclairement énergétique est faible, comparée à l'éclairement énergétique que l'on retrouve dans les scénarios extrêmes présentés dans le

chapitre I. Ce résultat peut s'expliquer par le fait que nous avons une combustion et une flamme avec peu, voire pas de particules suies. En effet les particules de suies, qui sont des agrégats polluants de composés chimiques pour la plupart, riches en carbone et résultant de la combustion incomplète de composés carbonées, augmentent l'émission radiative d'une flamme [162],[163]. On peut noter également que l'impact du jet, avec une vitesse relativement haute vitesse crée un phénomène de convection élevée. D'autres moyens de mesure de l'éclairement énergétique ont été testés au cours de ce travail, comme les thermoplates [164] mais ceux-ci n'ont pas résisté aux conditions extrêmes générés par le brûleur.

Débit de propane	Débit d'air (m ³ /s)	Densité totale de	Éclairement
(kg/s)		flux thermique	énergétique
		(kW/m ²)	(kW/m ²)
1,4 ×10 ⁻⁴	3,7×10 ⁻⁴	150	25
1,9×10 ⁻⁴	5,2×10 ⁻⁴	200	30
2,8×10 ⁻⁴	7,5×10 ⁻⁴	300	35

Tableau 7 : Récapitulatif des densités totales de flux thermiques et éclairementsénergétiques

Grâce à ces différents résultats nous avons caractérisé la flamme pour les trois densités de flux thermiques 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m². De plus, nous avons montré que la répétabilité et la précision au niveau de la flamme sont bonnes pour les trois densités de flux thermiques étudiées. Dans la suite, des tests ont été réalisés sur des plaques d'acier 310S aux différentes densités de flux thermiques caractérisées et la réponse du matériau est étudiée à l'aide de différents moyens de mesures.

II.2.2. Validation sur les plaques d'acier

II.2.2.A. Essais préliminaires

Les premiers tests ont été réalisés sur une plaque d'acier inoxydable 310S de dimensions $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ dans un premier temps. Les plaques d'acier inoxydable utilisées tout au long de cette étude ont été fournies par Oxycoupage Sciage Service, France. L'acier inoxydable 310S a été choisi comme substrat parce qu'il est largement utilisé pour des applications structurelles et architecturales [165]–[167].

La plaque d'acier d'une épaisseur de 10 mm a été sablée et conditionnée dans un four pendant 1 h à 50 °C avant chaque test pour pouvoir être à la même température au début du test (30 °C après avoir mis en place l'échantillon).

Des tests ont été réalisés sur la plaque d'acier aux trois densités de flux thermiques caractérisées précédemment (150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m²) et les courbes de températures (au centre de la face arrière) sont présentés sur la **Figure 37**. Les tests ont été réalisés trois fois et une erreur de 1 % est observée. Les températures mesurées à l'état stationnaire sont de 740 °C pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², de 638 °C pour 200 kW/m² et de 573 °C pour 150 kW/m².



Figure 37 : Courbes de températures au centre en face arrière de la plaque d'acier de 10 mm d'épaisseur obtenues à 150 kW/m², 200 kW/m², 300 kW/m²

Pour tous les tests préliminaires, la même plaque d'acier avait été utilisée à chaque fois dans le but d'avoir une autre méthode de calibration de la flamme autre que l'utilisation du fluxmètre. Nous avons observé une baisse de la température à l'état stationnaire en fonction du nombre d'utilisations. Ces résultats montraient une baisse au cours du temps de la température à l'état d'équilibre avec une température de 743 °C à t0, 706 °C à t0 + 14 jours et 649 °C à t0 + 43 jours (**Figure 38**). Ce phénomène est attribué à la diminution de la conductivité thermique de l'acier.



Figure 38 : Suivi de la températrure au dos de la plaque d'acier de 10 mm d'épaisseur à 300 kW/m²

Cette diminution de la conductivité thermique peut s'expliquer par un changement dans la microstructure de la plaque d'acier. En effet, dans la littérature il est mentionné que les propriétés thermiques (par exemple la conductivité thermique) de l'acier dépendent de sa microstructure [168],[169]. Comme il est souligné dans [168], plusieurs facteurs sont probablement responsables de la diminution de la conductivité thermique par exemple l'augmentation du taux de perlite et de cémentite : la cémentite est un précipité de carbure de fer lié par covalence, qui ne possède pas d'électrons libres.

Ainsi, pour figer la microstructure de l'acier [170]–[172], nous avons décidé de réaliser une trempe de nos plaques. La trempe consiste à chauffer la plaque d'acier de 20 °C à sa température de trempe de 1100 °C à 20 °C/min dans un four et à la traiter thermiquement pendant 30 minutes à cette température. Toutes les phases de l'acier sont, ensuite transformées en austénite quand le chauffage est terminé. L'acier subit un refroidissement rapide dans un bain d'eau à une vitesse supérieure à la vitesse critique de trempe. Ce traitement thermique permet d'obtenir la microstructure la plus robuste [172] et donc d'être dans la même configuration de la microstructure avant chaque test. Pour tous les tests dans la suite, nous avons utilisé des plaques d'acier 310S de dimensions $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ et d'une épaisseur de 5 mm. Après la trempe, ces plaques ont été sablées avant chaque test si elles sont testées seules ou avant d'appliquer la peinture intumescente. Avant chaque test, les plaques sont conditionnées dans un four pendant 1 h à 50 °C pour pouvoir être à la même température au début du test (30 °C après avoir mis en place de l'échantillon).

II.2.2.B. Mesures et distribution de température au niveau de la plaque d'acier

II.2.2.B.1. En face exposée

Une caméra infrarouge de FLIR SystemsTM (FLIR X6540SC 640 x 512) calibrée de - 20 °C à 3000 °C est utilisée en face exposée pour pouvoir voir à travers la flamme. Elle nous permet donc d'avoir des informations comme la localisation de l'impact de la flamme et l'évolution spatiale de la chaleur au cours du temps (**Figure 39**, **Figure 40**, **Figure 41**). L'émissivité de l'acier sablé avant test a été déterminée à température ambiante en utilisant une sphère d'intégration (A 562-G de BRUKER pour une gamme de longueur d'onde de 7,5-13 μ m) et est égale à 0,47.

L'évolution de l'état de surface au cours du temps, causée par l'effet de l'impact du jet et de l'oxydation, peut entrainer une modification de l'émissivité [173],[174], mais nous la supposerons constante dans un premier temps. Sur les **Figure 39** (a), **Figure 40** (a) et **Figure 41** (a) après 30 s d'essais pour les trois densités de flux thermiques 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m², nous pouvons voir que la concentration de la chaleur est au milieu de la plaque.

À 60 et 300 s, nous observons que la zone la plus lumineuse représentant la zone la plus chaude, est toujours au centre de la plaque, mais une différence apparaît entre la zone haute et la zone basse de la plaque à toutes les densités de flux thermiques (**Figure 39 (b)** et (c), **Figure 40 (b)** et (c), **Figure 41 (b)** et (c)). Ce résultat confirme les observations, faites précédemment concernant la répartition de la densité de flux de chaleur.



Figure 39 : Images obtenues à partir d'une caméra infrarouge placée sur la face exposée d'une plaque acier (a) à 30 s, (b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 300 kW/m²



Figure 40 : Images obtenues à partir d'une caméra infrarouge placée sur la face exposée d'une plaque acier (a) à 30 s,(b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 200 kW/m²



Figure 41 : Images obtenues à partir d'une caméra infrarouge placée sur la face exposée d'une plaque acier (a) à 30 s, (b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 150 kW/m²

Pour quantifier les différences de températures en face exposée, nous pouvons tracer les profils de température verticaux et horizontaux à plusieurs temps (à 30 s, à 60 s et à 300 s) le long de lignes (de haut en bas et de gauche à droite) passant par le centre de la plaque (**Figure 42**).



Figure 42 : Profils de température en face exposée d'une plaque acier à 30s, à 60s et à 300 s (de haut en bas) avec une densité de flux thermique de 300, de 200 et 150 kW/m² (de gauche à droite)

Même si ces températures ne sont pas précises, car l'émissivité en face exposée de la plaque évolue au cours du temps et n'est pas homogène sur la plaque, ces profils nous permettent d'avoir des ordres de grandeur et des tendances.

Les ordres de grandeur des températures atteintes à 300 s au centre de la plaque sont de 915 °C, 715 °C et 708 °C respectivement pour des densités de flux thermiques de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m². Pour la zone haute à 300 s, nous retrouvons des températures de 795 °C pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², 702 °C pour une densité de flux thermique de 200 kW/m² et 645 °C pour une densité de flux thermique de 150 kW/m². Pour la zone basse nous avons des valeurs de 710 °C, 620 °C et 522 °C respectivement pour des densités de flux thermiques de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² a 300 s.
Sur l'axe horizontal, les ordres de grandeur des températures, à 300 s, à gauche sont de 718 °C, 635 °C et 567 °C respectivement pour des densités de flux thermique de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m². À droite, les valeurs sont de 756 °C, 670 °C et 609 °C respectivement pour des densités de flux thermiques de 300 KW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m².

Tel que précisé plus haut ces différentes valeurs ne sont pas précises, mais globalement nous arrivons aux mêmes conclusions, faites précédemment. En effet, les températures les plus élevées sont obtenues au centre de la plaque et il existe une différence de température entre la zone haute de la plaque et la zone basse.

II.2.2.B.2. En face non exposée

Les températures, en face arrière, ont été enregistrées aux trois densités de flux de chaleur 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² sur des plaques d'acier 310S instrumentés en soudant des thermocouples de type K de 0,5 mm de diamètre sur la face arrière de l'échantillon à différentes positions : au centre de la plaque et à 25 mm à partir du centre dans les deux axes (p1 à p5 de la figure 28 à 30). Trois tests sur ces plaques ont été réalisés pour vérifier la répétabilité de l'essai et une erreur inférieure ou égale à 4 % est observée.

En parallèle, des mesures ont été réalisés avec la caméra infrarouge (IR) de FLIR SystemsTM (ThermovisionTM A40M Researcher) placée à l'arrière. Nous pouvons donc suivre l'évolution de la température au cours du temps et les gradients de température au dos de la plaque à différents temps. L'émissivité de l'acier peint à température ambiante a été déterminée grâce à une sphère d'intégration (A 562-G de BRUKER pour une gamme de longueur d'onde de 7,5-13 μ m) et est égale à 0,91.

Nous pouvons tracer l'évolution des températures au cours du temps aux différents points de mesures des thermocouples et ainsi comparer les deux moyens de mesure. En comparant les courbes obtenues avec la caméra thermique à ceux obtenus avec les thermocouples, nous avons des résultats similaires (**Figure 43**, **Figure 44** et **Figure 45**). Les différences entre les profils de température, obtenus grâce à la caméra et grâce aux

thermocouples, sont au maximum de 7 °C pour toutes les densités de flux thermiques, à l'état stationnaire.

Les températures les plus élevées, mesurées à l'état stationnaire, se retrouvent au centre des plaques avec des valeurs de 776 °C (thermocouples) et 777 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 300 kW/m² (**Figure 43(a)**), de 686 °C (thermocouples et caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 200 kW/m² (**Figure 44(a)**), de 625 °C (thermocouples) et 621 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 150 kW/m² (**Figure 45(a)**).

La différence entre la température la plus haute et la plus basse au niveau des points de mesures, est de l'ordre de 88 °C à l'état stationnaire pour 300 kW/m², 73 °C pour 200 kW/m² et 78 °C pour 150 kW/m². Les températures les plus basses se retrouvent logiquement au niveau de la zone basse (point de mesure 3) avec des températures de 688 °C (thermocouples) et 692 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², de 613 °C (thermocouples) et 615 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 150 kW/m².

Les températures aux points de mesures 2,4 et 5, sont très proches pour toutes les densités de flux thermiques. Les différences maximales de températures entre les trois points sont de 11 °C à 300 kW/m², 16 °C à 200 KW/m² et 8 °C à 150 kW/m². Pour le point 2, les températures sont de 701 °C (thermocouples) et 695 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², de 657 °C (thermocouples) et 650 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 200 kW/m², de 603 °C (thermocouples) et 597 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 150 kW/m².

Les valeurs obtenues pour le point 4, sont de 703 °C (thermocouples) et 707 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², de 671 °C (thermocouples) et 676 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermqiue de 200 kW/m², de 595 °C (thermocouples) et 597 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 150 kW/m².

Pour le point 5, nous avons des valeurs de 715 °C (thermocouples) et 713 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 300 kW/m², de 673 °C (thermocouples) et 677 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 200 kW/m², de 600 °C (thermocouples) et 601 °C (caméra thermique) pour une densité de flux thermique de 150 kW/m². L'état stationnaire au niveau des plaques, est atteint pour toutes les densités de flux thermiques au bout de 400 s d'essai, ainsi la réponse du banc d'essais est rapide et précise.



Figure 43 : Profils de température obtenus au dos de la plaque à 300 kW/m² (a) avec les thermocouples, (b), (c) et (d) comparaisons entre les thermocouples et la caméra IR



Figure 44 : Profils de température obtenus au dos de la plaque à 200 kW/m² (a) avec les thermocouples, (b), (c) et (d) comparaisons entre les thermocouples et la caméra IR



Figure 45 : Profils de température obtenus au dos de la plaque à 150 kW/m² (a) avec les thermocouples, (b), (c) et (d) comparaisons entre les thermocouples et la caméra IR

Les **Figure 46**, **Figure 47** et **Figure 48** présentent la cartographie à 30 s, 60 s et 300 s pour les trois densités de flux thermiques 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m², obtenues en face arrière avec la caméra et confirment que la zone la plus chaude est au centre des plaques.



Figure 46 : Cartographie à partir de la caméra infrarouge placée sur la face arrière d'une plaque acier (a) à 30 s,(b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 300 kW/m²



Figure 47 : Cartographie à partir de la caméra infrarouge placée sur la face arrière d'une plaque acier (a) à 30 s, (b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 200 kW/m²



Figure 48 : Cartographie à partir de la caméra infrarouge placée sur la face arrière d'une plaque acier (a) à 30 s, (b) à 60 s et (c) à 300 s avec une densité de flux thermique de 150 kW/m²

Ces résultats confirment que la zone la plus chaude au niveau du jet est la zone centrale, ce qui veut dire que nous ne sommes pas en présence d'une flamme de type enveloppe à cœur froid. En effet, pour des flammes de prémélange, une flamme de type enveloppe à cœur froid s'observe quand les zones les plus chaudes ne sont pas au centre[175]. Dans ce cas, les zones les plus chaudes se retrouvent souvent au-dessus de l'impact, ce qui signifie qu'au centre du jet, des gaz froids non brûlés sont en contact direct avec la plaque[175]. Selon la littérature ce phénomène est lié à la vitesse du jet, en effet quand la vitesse augmente, les gaz frais au centre du jet, atteignent la température critique de plus en plus tard et donc plus le nombre de Reynolds de l'écoulement est élevé plus la zone centrale de flamme est froide[144],[146],[175]–[177].

Tous les résultats obtenus permettent donc de conclure que le banc d'essais développé, permet de générer des densités de flux thermiques extrêmes, dans des conditions parfaitement contrôlées. Dans la section suivante un modèle 3D simplifié est développé, afin d'obtenir des informations plus complètes et quantitatives sur les conditions limites, en face exposée.

II.3. Modèle numérique

Pour identifier et quantifier avec précision les conditions limites, en face exposée de l'acier, une étude a été réalisée en utilisant les profils de températures, obtenus en face arrière d'une plaque d'acier lorsqu'elle est exposée aux différentes densités de flux de chaleur et un modèle en 3D a été implémenté dans le logiciel commercial COMSOL Multiphysics® utilisant une méthode par éléments finis. Le choix s'est porté sur ce logiciel, car il permet de simuler et de résoudre de nombreux phénomènes physiques dont la conduction au sein des matériaux avec un puissant solveur de résolution d'équations aux dérivées partielles (EDP)[178]. Les simulations numériques ont été réalisées sur un ordinateur équipé de deux processeurs Intel® Xeon® Gold 5118 CPU de vitesse 2,3 GHz, 2,29 GHz et 64 Go de mémoire avec un système d'exploitation Windows 10 64 bits.

II.3.1. Identification des équations du modèle

Nous étudions le transfert de chaleur dans les solides et nous avons donc seulement de la conduction dans tous les matériaux. Nous ferons l'hypothèse que nous avons un contact thermique, parfait entre les différents matériaux. Ainsi dans ce modèle nous résolvons l'équation bilan de la conduction thermique au sein des solides :

$$\frac{\rho_i C_{p_i} \partial T}{\partial t} = \nabla . \left(k_i \nabla T \right)$$
Eq. 19

avec *i* qui représente la plaque d'acier (ac), la plaque de Calsil (cs) ou la boxe en acier (bo), le terme $\frac{\rho_i c_{p_i} \partial T}{\partial t}$ représente la variation de l'énergie interne dans le matériau et le terme $\nabla (k_i \nabla T)$ représente le transfert de chaleur par conduction.

II.3.2. Design de la géométrie et maillage

Une géométrie simplifiée de la configuration d'essai a été réalisée (**Figure 49**) et le système de maintien n'a pas été pris en compte (sa contribution aux échanges thermiques, est supposée négligeable).

Les dimensions de la plaque d'acier sont de 100 mm x 100 mm et une épaisseur de 5 mm (**Figure 49** (**b**)), celles de la plaque de Calsil sont de 200 mm x 200 mm et une épaisseur de 10 mm (**Figure 49** (**c**)), celle du boitier aussi en acier sont de 300 mm x 300 mm et 100 mm de profondeur et une épaisseur de 10 mm (**Figure 49** (**d**)).

Une étude a été faite pour vérifier que la solution était indépendante du maillage et le maillage choisi est composée de tétraèdres libres avec 24350 éléments avec une taille maximale de $1,05.10^{-2}$ m et une taille minimale de 4.10^{-4} m (**Figure 50**).



Figure 49 : Modèle simplifié (a), plaque d'acier (b), plaque de calsil (c), boite en acier (d)



Figure 50 : Maillage utilisé dans le modèle de la plaque en acier

II.3.3. Conditions limites et conditions initiales du modèle

Pour la résolution du modèle, nous faisons les hypothèses suivantes :

- l'émissivité du boîtier est supposé égale à 1 (une étude de sensibilité a été faite et ce paramètre n'a pas d'effet sur le modèle)
- le régime transitoire correspondant au placement de l'échantillon à l'impact de la flamme, est négligé.

Dans la section II.2.1.B. nous avons présenté la cartographie de la densité de flux de chaleur générée par la flamme, à différentes positions en utilisant un fluxmètre de type Gardon. Pour tous les densités totales de flux thermiques caractérisées (300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m²), nous faisons l'hypothèse que l'absorptivité et l'émissivité du fluxmètre sont égales.

Nous avons donc, d'un côté la densité de flux thermique mesurée par le fluxmètre est qui est un flux net donné par l'**Eq. 20** [4],[179]–[181].

$$q_{mesur\acute{e}e}^{\prime\prime} = q_{net1}^{\prime\prime} = \varepsilon_{flum} q_{rflam}^{\prime\prime} + h_{flam1} (T_{flam} - T_{flum}) - \varepsilon_{flum} \sigma T_{flum}^4$$
Eq. 20

Avec q''_{rflam} l'éclairement énergétique émis par la flamme

- ε_{flum} l'émissivité de la surface du fluxmètre,
- σ la constante de Stefan-Boltzman,

 h_{flam1} le coefficient d'échange convectif entre la flamme et le fluxmètre,

- T_{flum} la température à la surface du fluxmètre
- T_{flam} la température des gaz de la flamme

De l'autre côté, lorsque la plaque d'acier est exposée à la flamme nous avons le flux net à sa surface donné par l'**Eq. 21** :

$$q_{net2}'' = \varepsilon_{ac} q_{rflam}'' + h_{flam2} (T_{flam} - T_s) - \varepsilon_{ac} \sigma T_s^4$$
Eq. 21

Avec T_s étant la température de la surface de l'acier,

 h_{flam2} le coefficient d'échange convectif entre la flamme et la plaque d'acier

 ε_{ac} l'émissivité de la plaque d'acier en face exposée

Si nous isolons le terme $q_{rflam}^{\prime\prime}$ dans l'**Eq. 20**, nous obtenons :

$$q_{rflam}^{\prime\prime} = \frac{1}{\varepsilon_{flum}} \left[q_{mesur\acute{e}e}^{\prime\prime} - h_{flam1} (T_{flam} - T_{flum}) + \varepsilon_{flum} \sigma T_{flum}^4 \right]$$

Eq. 22

Ensuite, si nous remplaçons l'expression de q''_{rflam} dans l'**Eq. 21** par celle obtenue dans l'**Eq. 22**, nous obtenons l'expression suivante :

$$q_{net2}^{\prime\prime} = \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} \left[q_{mesur\acute{e}e}^{\prime\prime} - h_{flam1} (T_{flam} - T_{flum}) + \varepsilon_{flum} \sigma T_{flum}^4 \right] + h_{flam2} (T_{flam} - T_s) - \varepsilon_{ac} \sigma T_s^4$$

En supposant que le coefficient d'échange convectif est le même lors de la calibration et au cours de l'essai sur la plaque d'acier, nous avons donc $h_{flam1} = h_{flam2} = h_{flam}$ et ainsi à partir de l'**Eq. 23** nous obtenons :

$$q_{net2}^{\prime\prime} = \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} q_{mesurée}^{\prime\prime} - \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} h_{flam} (T_{flam} - T_{flum}) + \varepsilon_{ac} \sigma T_{flum}^4 + h_{flam} (T_{flam} - T_s) - \varepsilon_{ac} \sigma T_s^4$$
Eq. 24

Si nous regroupons les termes en h_{flam} et ceux en $\varepsilon_{ac}\sigma$ nous obtenons l'Eq. 25.

$$q_{net2}^{\prime\prime} = \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} q_{mesurée}^{\prime\prime} + h_{flam} \left[\left(1 - \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} \right) T_{flam} + \frac{\varepsilon_{ac}}{\varepsilon_{flum}} T_{flum} - T_s \right] - \varepsilon_{ac} \sigma \left(T_s^4 - T_{flum}^4 \right)$$

$$Eq. 25$$

Au niveau de cette équation, la densité totale de flux de chaleur mesurée $q''_{mesurée}$ par le fluxmètre est connu (cartographie réalisée pour les trois densités de flux de chaleur). L'émissivité à la surface du fluxmètre est égale à 0,95 (donnée par le fournisseur). Les températures des gaz au niveau de la flamme pour les trois densités de flux thermiques sont connues respectivement 1200 °C, 1100 °C et 1000 °C pour une densité totale de flux de chaleur moyenne de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² (mesurées grâce aux thermocouples). Les températures à la surface du fluxmètre sont aussi connues et valent respectivement 146 °C, 125 °C et 87 °C pour une densité totale de flux de chaleur moyenne de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² (mesurées par un thermocouple de type T à l'intérieur du fluxmètre).

Les conditions limites sur la face non exposée de la plaque d'acier et les faces de la plaque de calsil et de la boxe, sont données par l'**Eq. 26**:

$$-n(-k_i \nabla T) = \varepsilon_i \sigma (T_{amb}^4 - T_s^4) + h_c (T_{amb} - T_s)$$
Eq. 26

Avec *i* représentant la plaque d'acier (acp), de Calsil (cs) ou la boxe (bo), h_c qui représente le coefficient de convection naturelle et à et T_{amb} la température ambiante.

Les valeurs choisies pour ces différents paramètres et les conditions initiales sont :

- $T_{amb} = 22 \,^{\circ}C$, la température ambiante donnée par un thermocouple dans la salle et maintenue constante,
- $T_{in} = 30 \,^{\circ}C$, la température initiale des composants
- $h_c = 10 W/m^2$. K, le coefficient de convection thermique induit par la convection naturelle [182],
- $\varepsilon_{acp} = 0.91$, l'émissivité de la face arrière avec la peinture noire qui a été mesurée précédemment.

En utilisant les conditions aux limites déterminées ci-dessus, nous faisons deux autres hypothèses c'est-à-dire que la densité totale de flux thermique mesurée $q''_{mesurée}$ varie sur la surface de l'échantillon, mais est constant dans le temps et les températures des gaz de la flamme T_{flam} sont constantes sur toute la surface de l'échantillon.

Avec les conditions limites, les conditions initiales et les hypothèses présentées plus haut, les deux paramètres à déterminer sont l'émissivité en face avant ε_{ac} et h_{flam} le coefficient d'échange convectif. Ces deux paramètres seront déterminés par méthode inverse grâce aux profils de températures aux différentes positions : au centre de la plaque, à 25 mm à partir du centre dans les deux axes (p1 à p5 **Figure 51**) obtenues au dos de la plaque acier (section II.2.2.B.2).



Figure 51 : Points de mesures des thermocouples et axes



Pour le modèle les paramètres utilisés pour la plaque d'acier ont été pris dans la littérature [183]. Ainsi on retrouve la conductivité thermique de l'acier (**Figure 52**) et sa capacité calorifique massique (**Figure 53**). Les paramètres de la plaque de Calsil D1000 C sont donnés par le constructeur avec une masse volumique de 1050 kg/m³, une capacité calorifique de 900 J/kg. K et sa conductivité thermique en fonction de la température (**Figure 54**). Les propriétés du boîtier ont été prises à partir de la bibliothèque de données de COMSOL Multiphysics et sont résumés dans le **Tableau 8**.



Figure 52 : Conductivité thermique de l'acier en fonction de la température



Figure 53 : Capacité thermique massique de l'acier en fonction de la température



Figure 54 : Conductivité thermique de la plaque de calsil en fonction de la température

Tableau 8 : Propriétés thermop	hysiques du l	boitier en acier	à température	ambiante
--------------------------------	---------------	------------------	---------------	----------

	Masse volumique	Masse volumique Capacité thermique	
			thermique
Acier	7850 kg/m ³	475 J/(kg.K)	44.5 W/(m.K)

II.3.5. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation

Tel que mentionné précédemment, les températures obtenues, au dos de la plaque d'acier grâce aux thermocouples aux trois densités de flux de chaleur 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m², ont été utilisées pour déterminer par méthode inverse les valeurs de l'émissivité de l'acier en face exposée ε_{ac} et les valeurs du coefficient d'échange convectif h_{flam} .

La comparaison entre les profils de température obtenus par simulation et mesurés par les thermocouples sont présentés sur les **Figure 55**, **Figure 56**, **Figure 57**. Les valeurs de h_{flam}

déterminées par méthode inverse sont présentés sur la Figure 58 et l'émissivité de l'acier en face exposée ε_{ac} dans le Tableau 10



Figure 55 : Comparaison entre les températures obtenues numériquement et expérimentalement aux différents points de mesure à 300 kW/m²



Figure 56 : Comparaison entre les températures obtenues numériquement et expérimentalement aux différents points de mesures à 200 kW/m²



Figure 57 : Comparaison entre les températures obtenues numériquement et expérimentalement aux différents points de mesures à 150 kW/m²

Une très bonne concordance est observée pour tous les points de mesure entre les profils obtenus grâce aux thermocouples et ceux obtenus avec le modèle. La différence de température, à l'état d'équilibre, est au maximum de 8° C à 300 kW/m², 7 °C à 200 kW/m² et 4 °C à 150 kW/m²,

Les profils verticaux (x/D=0) et horizontaux (z/D=0) (**Figure 58**) ont été obtenus en réalisant une interpolation entre les valeurs du coefficient d'échange convectif h_{flam} obtenus. Nous retrouvons un coefficient élevé au centre de la plaque (point 1) pour toutes les densités de flux de chaleur avec des valeurs de 200, 150 et 135 W/(m². K) respectivement pour une densité de flux thermique de 300, 200 et 150 kW/m².

Nous observons aussi que la différence entre les valeurs du coefficient d'échange convectif le long de l'axe vertical et sur l'axe horizontal diminue quand la densité de flux thermique diminue. En effet des valeurs de 30 W/(m². K) (point 2) et de 28 W/(m². K) (point 3) sont obtenues sur les bords verticaux comparées à des valeurs de 50 W/(m². K) (point 4) et de 55 W/(m². K) (point 5) sur les bords horizontaux à 300 kW/m².

À 200 kW/m², les valeurs sont de 30 W/(m². K) (point 2) et de 35 W/(m². K) (point 3) sur les bords verticaux, contre des valeurs de 30 W/(m². K) (point 4) et de 45 W/(m². K) (point 5) sur les bords horizontaux. À 150 kW/m², les valeurs sont de 30 W/(m². K) (point 2 et point 3) sur les bords verticaux comparées à 35 W/(m². K) (point 4) et de 30 W/(m². K) (point 5) sur les bords horizontaux. Les valeurs sont résumées dans le **Tableau 9**.



Figure 58 : Coefficient h_flam aux densités de flux thermqiues de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² le long des droites z/D=0 et x/D=0

Dans la littérature ce type de profil, pour un rapport H/D inférieur à 6 (5,8 dans notre cas), est généralement obtenu pour des nombres de Reynolds inférieurs ou égaux à 1500 [4],[148],[150],[184]–[186]. Nous pouvons donc supposer que l'écoulement au niveau du jet est donc soit laminaire soit semi-turbulent.

Points de mesures	$h_{\mathrm{flam}_{300\ \mathrm{kW}/\mathrm{m}^2}}$	$h_{\mathrm{flam}_{200\ \mathrm{kW}/\mathrm{m}^2}}$	$h_{flam_150 \text{ kW/m}^2}$
	W/(m². K)	W/(m². K)	W/(m². K)
P1	200	150	135
P2	30	30	30
P3	28	35	30
P4	50	40	35
P5	55	45	30

Tableau 9 : Coefficients h_flam

L'ensemble de ces valeurs du coefficient d'échange convectif, sont cohérentes avec des mécanismes de type convection forcée avec des gaz chauds impactant une paroi, typiquement entre 25 et 500 W/(m². K) [4],[104],[187],[188]. Par exemple Ruffio [187] rapporte une valeur

de 400 W/(m². K) dans le cas de flamme obtenue à partir d'une torche oxygène/acétylène et Schuhler [4] a calculé un coefficient de 66 W/(m². K) pour une flamme provenant d'un brûleur propane/air.

Les valeurs d'émissivité (**Tableau 10**), obtenues en face exposée, s'expliquent par le fait qu'elle dépend fortement de l'état de surface. En effet le sablage, tout comme l'oxydation augmentent l'émissivité d'une surface [173],[174],[189],[190]. L'émissivité de la plaque d'acier 310 S sablée, a été mesurée avant essai et est de 0,47. En supposant que tout l'oxygène est consommé au sein de la flamme, la diminution de l'émissivité au centre de la plaque provient de l'érosion crée par la force de l'impact du jet, qui enlève la couche de sable. Sur les bords de la plaque, l'augmentation de l'émissivité, peut être attribuée à l'oxydation qui se produit au niveau de la surface. Dans la littérature, Tierney [189] a mesuré des émissivités à la surface de différentes plaques d'acier dont l'acier 310. Des valeurs entre 0,1 (surface polie) et 0,95 (surface très oxydée) ont été trouvés. Il précise que des couches d'oxyde aussi fines que 2 microns, peuvent augmenter considérablement l'émissivité de la surface d'un acier.

Points de mesures	$\mathcal{E}_{ac_{300}\mathrm{kW/m^2}}$	$\epsilon_{ac_{200}\mathrm{kW/m^2}}$	$\epsilon_{ac_{150}\mathrm{kW/m^2}}$
P1	0,1	0,12	0,12
P2	0,5	0,54	0,56
P3	0,65	0,6	0,59
P4	0,8	0,8	0,8
P5	0,75	0,75	0,68

Tableau 10 : Émissivité de la plaque d'acier en face exposée

Nous savons que les paramètres comme la densité de flux de chaleur, le coefficient d'échange convectif de la flamme, les émissivités, les températures des gaz de la flamme évoluent en fonction du temps. Cependant, les profils obtenus par modélisation, combinés aux informations tirées de la littérature nous permettent de valider d'une part, nos différentes hypothèses et d'autre part les valeurs du coefficient d'échange convectif et de l'émissivité, obtenues en face exposée.

II.3. Conclusions

Dans ce chapitre un nouveau banc d'essais feu à échelle laboratoire a été mis au point pour étudier le comportement des matériaux dans des conditions extrêmes (100 kW/m² à 400 kW/m²) représentatifs des densités de flux de chaleur obtenues dans les scénarios feu comme le jet fire. La méthodologie utilisée pour le banc et les choix faits dans le but d'avoir un banc versatile ont été justifiés. Un protocole expérimental, une caractérisation de trois densités de flux de chaleur 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m² et les réponses de plaques d'acier 310S ont été présentés dans cette étude. En fin de chapitre un modèle 3D a été développé pour déterminer les conditions limites, en face exposée.

Le banc d'essais montre une bonne répétabilité au niveau du réglage de la flamme et une validation en utilisant plusieurs moyens de contrôle a été réalisée sur des plaques d'acier. Les résultats obtenus montrent des températures plus élevées au centre. Une différence de température est observée entre les zones hautes et les zones basses de la plaque.

Grâce au modèle développé, nous avons déterminé le coefficient d'échange convectif de la flamme et l'émissivité en face exposée. Les valeurs obtenues vont dans le sens de la littérature et une très bonne simulation des profils de température au dos des plaques, a été obtenue aux trois densités de flux de chaleur.

Ces différents résultats nous permettent de conclure que le banc développé, est versatile, correctement instrumenté et permet de générer des conditions contrôlées de feux extrêmes. Dans le chapitre suivant deux matériaux réactifs seront exposés aux différentes densités de flux de chaleur caractérisées. Le choix s'est porté sur deux types de peintures intumescentes qui ont un comportement différent, à hautes densités de flux thermiques et à grande échelle. Au chapitre suivant, les résultats seront présentés, discutés et la capacité du banc à tester avec précision des matériaux réactifs, sera vérifié.

131

CHAPITRE III : Discrimination de peintures intumescentes à hauts flux

Dans le chapitre II, nous avons présenté un banc d'essais original, flexible dans sa conception et capable de délivrer des hautes densités flux de chaleur (entre 100 kW/m² et 400 kW/m²). La calibration du banc ainsi que sa validation, ont été réalisées sur des plaques d'acier à trois densité de flux de chaleur choisies (300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m²). Les résultats obtenus nous ont permis de conclure que le banc donnait une réponse précise, répétable et rapide. Nous avons donc utilisé ce banc pour évaluer la performance de revêtements protecteurs au feu sur plaque d'acier. Nous avons décidé d'évaluer deux peintures intumescentes commerciales à base d'époxy et les résultats sont présentés dans ce chapitre.

Dans la première partie de ce chapitre, nous présenterons les différents moyens de protection, utilisés dans le domaine feu, plus particulièrement les peintures intumescentes. Ensuite, nous nous focaliserons sur le comportement et la réponse des deux peintures intumescentes choisies lorsqu'elles sont exposées aux trois densités de flux de chaleur. Les résultats obtenus seront présentés et nous vérifierons que le banc permet bien d'évaluer avec précision le comportement d'autres matériaux, donc de les discriminer. Un modèle simple d'intumescence en 3D sera développé en fin de chapitre à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics®. Les conditions limites déterminées dans le chapitre précédent sont appliquées à l'une des peintures et les résultats obtenus seront comparés à ceux obtenus au cours des essais. La validité et les limites du modèle seront discutés.

III.1. Les peintures intumescentes

III.1.1. Généralités sur la protection incendie

Compte tenu des dangers que représentent les incendies, mais aussi des conséquences qui peuvent être désastreuses sur les personnes et sur les structures, la protection des personnes et des biens, est une préoccupation majeure dans de nombreuses industries telles que le bâtiment, le transport et l'industrie pétrolière. Sur les sites industriels où les phénomènes thermiques provenant des incendies peuvent être sévères avec des densités de flux de chaleur dépassant 150 kW/m² et des températures qui peuvent atteindre 1200 °C, des réponses adaptées doivent être apportées. En effet ces industries utilisent l'acier de construction comme matériau principal, mais lorsque sa température est supérieure à 500 °C, l'acier de construction perd une partie importante de ses capacités mécaniques [191]. Il existe plusieurs moyens pour protéger l'acier contre un incendie. Ils sont divisés en deux catégories de prévention et de lutte contre les incendies [192] :

- la protection active qui se compose de plusieurs systèmes comme les extincteurs et les systèmes d'arrosage automatique [193] qui s'activent manuellement, lors de la détection de fumée ou d'une élévation de température,
- la protection passive contre l'incendie, qui est définie comme "un revêtement, ou un système autonome qui, en cas d'incendie, assure une protection thermique pour limiter la vitesse à laquelle la chaleur est transmise à l'objet ou à la zone à protéger "[194]. Parmi les protections passives, les revêtements intumescents apparaissent comme de très bonnes solutions dans le cadre de la protection des structures. En effet, ces revêtements sont conçus pour fonctionner dans des conditions sévères et pour maintenir l'intégrité de l'acier à des températures dépassant 1100 °C pendant des durées allant de 1 h à 4 h [195]–[197].

Une combinaison des systèmes actifs et passifs est souvent utilisée pour avoir des résultats optimaux au niveau de la protection des personnes et de la limitation de la propagation du feu [52],[62].

III.1.2. Phénomène d'intumescence

Trois ingrédients principaux [3],[62],[198]–[201] sont nécessaires au développement de l'intumescence :

- une source acide, souvent un acide inorganique, le plus souvent formée "in situ" à partir d'un précurseur lors du chauffage,
- une source de carbone, telles que les polymères ou les polyols formant des structures charbonneuses appelées communément « char »,
- un agent de gonflement, qui est généralement un composé azoté, qui libère de grandes quantités de gaz ininflammables dans une plage de températures données.

Beaucoup d'auteurs ont tenté de décrire le mécanisme possible menant à l'intumescence [197]–[199],[201]–[203]. Il est généralement admis que d'abord, la source acide se décompose pour donner un acide minéral. Celui-ci, participe à la déshydratation de l'agent de carbonisation pour donner la couche carbonée et enfin, l'agent gonflant se décompose pour donner des produits gazeux. Ces produits gazeux provoquent le gonflement et permettent la formation d'une couche protectrice multicellulaire isolante. Cette couche, limite le transfert de chaleur entre le substrat et la source de chaleur, ce qui permet de protéger le substrat. La présence d'un composé dans chacune des trois classes ci-dessus, n'assure pas à elle seule le comportement intumescent du mélange. En fait, une série de processus chimiques et physiques doivent se produire dans un ordre approprié. La **Figure 59** résume les étapes de décomposition d'une peinture intumescente [204]–[206].



Figure 59 : Représentation schématique du processus d'intumescence adapté de [204]

III.1.3. Peintures intumescentes à base d'époxy

Les peintures intumescentes à base d'époxy sont intéressantes, car elles présentent de très bonnes caractéristiques en matière de protection de substrat et de résistance à des très hautes densités de flux de chaleur [197],[201],[207]–[209].

En effet, les époxydes sont des matériaux thermodurcissables constitués de deux composants, dont un pré-polymère et un durcisseur. Grâce aux deux composants et à la structure réticulée [210] qui les caractérisent, les epoxydes offrent donc beaucoup de possibilités en matière de mise en œuvre [211]. De plus, après durcissement, les époxydes ont des propriétés mécaniques intrinsèques satisfaisantes telles qu'une bonne résistance au vieillissement climatique, aux produits chimiques et à la chaleur [212].

Dans la littérature, différentes méthodes ont été étudiées pour modifier la structure de leur réseau et pour améliorer leurs propriétés. L'un des paramètres les plus importants contrôlant la structure du réseau est, la densité de réticulation qui peut être, déterminée par calorimétrie à balayage différentiel et modifiée en changeant la longueur de la chaîne du pré-polymère [210]. Grâce à une sélection appropriée des composants pour la formulation (par exemple le pré-polymère et le durcisseur époxy, mais aussi les catalyseurs, les additifs, etc.), un large éventail, de propriétés et de comportements, peut être donné aux résines époxy [213]. Ainsi, depuis leur commercialisation dans les années 1930 [214], les nombreuses applications des résines époxy

ont attiré l'attention sur ces matériaux. Les époxydes sont utilisés principalement dans les matériaux de revêtement de surface et de peinture, les composites, les matériaux microélectroniques encapsulés, les cartes de circuits imprimés, les adhésifs [211],[212].

Les formulations intumescentes classiques et efficaces utilisent en majorité le polyphosphate d'ammonium comme source d'acide et agent gonflant et le pentaérythritol comme source de carbone [215]–[217]. Combiné à la résine époxy, à différents ratios, ce mélange ignifuge modifie les caractéristiques de dégradation des matériaux en augmentant la masse résiduelle et le rendement en carbone [218],[219]. L'incorporation de ce mélange dans la résine époxy permet d'élaborer un revêtement susceptible de créer une barrière avec des propriétés mécaniques et thermiques appropriées lorsqu'il soumit à une densité de flux de chaleur.

Les avantages provenant des propriétés ignifuges des peintures intumescentes à base d'époxy ont donc entrainé une augmentation de leur utilisation ces dernières années dans le cadre de la protection des structures et des bâtiments [62],[220]. Selon les scénarios d'incendie, les formulations de peintures intumescentes peuvent être très différentes. Mais pour les conditions d'incendies sévères, les peintures intumescentes à base d'époxy sont reconnues comme le moyen le plus efficace pour limiter les dommages lors des incendies extrêmes comme les incendies d'hydrocarbures [62],[221]. Beyler et al. [222] mentionnent que les peintures intumescentes à base d'époxy sont utilisées non seulement dans le cadre de la protection contre des conditions plus sévères comme les feux d'hydrocarbures, mais aussi comme matériaux de construction dans les bâtiments. C'est pourquoi, dans le cadre de ce travail, nous avons choisi d'évaluer les performances de deux peintures intumescentes à base d'époxy, exposées aux conditions extrêmes générées par le banc d'essai :

- une peinture nommée A, qui passe la norme du jet fire (norme ISO 22899)
- une peinture nommée B, qui ne passe pas la norme du jet fire, mais passe l'UL 1709 (norme simulant la protection contre les feux d'hydrocarbures).

Dans le chapitre II, nous avons présenté les résultats obtenus au dos des plaques d'acier, exposées aux trois densités de flux de chaleur caractérisées à savoir 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW /m². Les deux peintures ont été appliquées sur les plaques d'acier et évaluées aux mêmes

137

densités flux de chaleur. Les performances en matière de protection de substrat et le comportement durant les essais sont évalués, présentés et discutés dans la section suivante.

III 2. Évaluation des peintures intumescentes

Dans cette section les performances et les comportements des deux peintures, lorsqu'elles sont exposées à trois densités de flux de chaleur (150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m²), sont décrits. Trois critères ont été pris en compte :

- si la température au dos de la plaque atteint 500 °C (température de rupture au-delà de laquelle l'acier perd une grande partie de ses propriétés mécaniques) le test est arrêté,
- si en face non exposée une température d'équilibre est atteinte (état stationnaire), le test est arrêté,
- après 1 h d'exposition, le test est arrêté (car plusieurs tests nécessitent 1 h d'exposition [6],[223]).

III.2.1. Préparation des échantillons

Les peintures utilisées sont des peintures intumescentes commerciales bicomposantes à base d'époxy, dont les compositions sont confidentielles. Les deux composants sont mélangés avec un rapport de masse spécifique pendant 2 minutes à l'aide d'un mélangeur planétaire HAUSCHILD (Speed Mixer DAC 400,2 VAC-P). Le mélange est ensuite appliqué manuellement sur les plaques d'acier et les plaques sont laissées pendant 48 h dans une salle à température ambiante pour permettre aux peintures de réticuler complètement. L'épaisseur des revêtements avant essai est fixée à 5 mm (épaisseur recommandée par le fournisseur pour des tests à hauts flux) et des courbes temps-températures ont été enregistrées pendant les essais. Ces courbes sont obtenues à l'aide d'un thermocouple de type K et de diamètre 0,5 mm soudé au centre de la face non exposée des plaques.

III.2 2. Performances et comportements des échantillons

III.2.2.A. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m²

Les courbes temps-températures pour une densité de flux de chaleur de 150 kW/m² sont présentées sur la **Figure 60** pour des plaques d'acier revêtues et non revêtues (Réf).

Au niveau des performances des deux peintures, nous observons un plateau entre le début du test et 10 s de test pour les deux courbes A et B (**Figure 60(b**)). Ce plateau correspond à la diffusion de chaleur dans l'épaisseur des peintures. Ensuite, la température au dos des plaques, augmente avec des températures plus basses au niveau de la plaque A comparée à celle de la plaque B. La plaque A atteint une température au dos de 146 °C à 600 s, comparée à 186 °C pour la plaque B, ce qui montre déjà une différence en matière de performance et de tenue au feu.



Figure 60 : Profils de température au centre de la face non-exposée des plaques d'acier non revêtue et revêtue à 150 kW/m²

Plusieurs phénomènes sont observés au niveau du comportement des peintures durant le test. Durant les 10 premières secondes, les peintures subissent une période d'échauffement au cours de laquelle la chaleur se diffuse dans les systèmes. Au bout de 10 s, les deux peintures intumescentes (A et B) atteignent une température critique, ce qui a pour effet de déclencher les réactions de décomposition et d'intumescence pour former la barrière thermique. Des bulles de gaz (**Figure 61**) peuvent être observées à la surface du revêtement. Nous pouvons noter la présence de flammes jaunes (**Figure 61(b**)) provenant de la combustion des gaz de décomposition issus de la peinture. Ces flammes sont plus visibles pour la plaque A comparée à la plaque B.

Le chauffage progressif de la couche réactive, les phénomènes de décomposition et d'intumescence conduisent ensuite à la formation d'une couche charbonneuse expansée (« char », **Figure 62**).



Figure 61 : Photographies des échantillons au cours du test à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m², (a) t=1 s et (b) t=10 s pour la peinture A, (c) t=1 s et (d) t=10 s pour la peinture B



Figure 62 : Photographies des échantillons au cours du test à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m², (a) t=120 s et (b) t= 300 s pour la peinture A, (c) t=120 s et (d) t=300 s pour la peinture B

Le gonflement des couches charbonneuses, continue pour les deux peintures et la température au dos des deux plaques atteint une valeur commune de 210 °C au bout de 1128 s d'essai. Après 1140 s de test, la peinture B présente de meilleures performances par rapport à la peinture A.

Au cours du développement des couches charbonneuses nous observons une vitesse d'expansion des peintures beaucoup plus rapide pour la peinture B, comparée à la peinture A. Le gonflement des peintures, s'arrête pour la peinture B vers 1040 s de test et vers 1780 s pour la peinture A, ce qui traduit un développement plus rapide pour la peinture B. Ces temps ont été estimés visuellement en utilisant les images obtenues grâce à la caméra IR placée en face exposée et munie du filtre qui permet d'observer le matériau à travers la flamme (**Figure 63**).



Figure 63 : Images IR des échantillons au cours du test à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m², (a) t=120 s et (b) t=1780 s pour la peinture A ; (c) t=120 s et (d) t=1010 s pour la peinture B

Après le développement complet des deux couches charbonneuses, l'aspect de la surface impactée, continue à évoluer. La couche charbonneuse de la peinture A craque et des fissures apparaissent comme nous pouvons le voir sur la **Figure 64**. Pour la couche charbonneuse de la peinture B nous n'observons pas de fissures, mais une zone d'érosion qui s'agrandit au cours du temps pour former un cratère (**Figure 65**). Ces modifications à la surface des échantillons proviennent de l'action mécanique du jet sur les couches charbonneuses, qui provoque de l'érosion.



Figure 64 : Photographies de la zone d'impact au cours du test à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m² de la peinture A (a) t=1780 s , (b) t=2700 s et c) 1 s avant la fin du test



Figure 65 : Photographies de la zone d'impact au cours test à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m² de la peinture B (a) t=1010 s , (b) t=2700 s et (c) 1 s avant la fin du test

Les deux peintures créent une barrière efficace à 150 kW/m² et permettent de ne pas atteindre la température de rupture (500 °C) au dos de l'acier même après 1 h de test alors que la plaque non revêtue atteint cette température au bout de 140 s d'essai. Après une heure d'essai, la température au dos de la plaque B est de 232 °C soit une réduction de 63 % comparée à la plaque non revêtue dont la température à l'équilibre au dos la plaque est de 625 °C. Pour la plaque A, la température au bout d'une heure de test de 278 °C soit une réduction de 56 %.

Nous pouvons donc résumer les performances et les comportements des deux peintures à une densité de flux de chaleur de 150 kW/m^2 comme suit :

- entre le début et 10 s de test, échauffement de la peinture et début des réactions d'intumescence,
- après 10 s de test, montée de la température au dos des plaques, qui correspond au développement de la couche charbonneuse pour les deux peintures
- après 1140 s d'essai, la barrière thermique créée par la peinture B apporte une meilleure protection à la plaque, comparée à celle créée par la peinture A
- au bout d'une heure de test, la température de rupture n'est pas atteinte au dos de la plaque pour les deux peintures intumescentes, comparée à la plaque non revêtue qui atteint 500 °C au dos au bout de 140 s,
- à la fin du test, l'échantillon A présente une zone de fissure alors que l'échantillon B
 n'en présente pas, mais présente un cratère à la surface (Figure 66).



Figure 66 : Aspects des échantillons à la fin de l'essai à 150 kW/m², (a) Peinture A, (b) Peinture B

Les moyennes des épaisseurs de la couche charbonneuse sur la surface des échantillons (8 points de mesures **Figure 67**) à la fin des tests sont respectivement de 27 mm (expansion de 440 %) pour la plaque B et de 11 mm (expansion de 120 %) pour la plaque A.


Figure 67 : Points de mesures de l'épaisseur

Les différences observées dans le comportement des peintures résultent du fait que le processus intumescent est principalement dû à des réactions chimiques [6]. Les deux peintures ayant des compositions chimiques différentes, le but était de vérifier que le banc permet de les discriminer et les résultats obtenus pour une densité de flux de chaleur de 150 kW/m² vont dans ce sens. En effet, même si les deux peintures présentent de bonnes performances de tenue au feu par rapport au critère choisi (500 °C), les performances de la peinture A, sont meilleures au début du test et après 1140 s de test, c'est la peinture B qui devient meilleure. Nous avons aussi remarqué une différence en termes de comportement des échantillons exposés aux contraintes mécaniques générés par le banc.

III.2.2.B. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 200 kW/m²

Les résultats obtenus pour les plaques revêtues à 200 kW/m² sont présentés sur la **Figure 68**. Nous retrouvons, en termes de performances, un comportement similaire pour les deux peintures (A et B) à ceux obtenus à 150 kW/m². Pour les essais à 200 kW/m² nous observons aussi ce petit plateau au début du test (**Figure 68(b)**) qui correspond à la diffusion de la chaleur au sein des peintures comme décrit précédemment. Au niveau du comportement des peintures, cette phase conduit à l'apparition de flammes jaunes (plus visibles pour la plaque A) et des bulles des gaz à la surface du revêtement (**Figure 69**). Ensuite, la température au dos des

plaques, augmente avec une température plus haute au niveau de la plaque revêtue avec la peinture B, comparée à celle revêtue avec la peinture A. Après 600 s de test, les valeurs de températures étaient de 157 °C pour la plaque B et de 192 °C pour la plaque A.

Cette élévation de température correspond en termes de comportement au développement de la couche charbonneuse des deux peintures. La couche charbonneuse de la peinture B présente un développement en plusieurs couches avec sa première couche qui explose (**Figure 70**) et la peinture A, se développe en une couche. L'explosion de la première couche pour la peinture B s'observe entre 500 s et 600 s de test. Ensuite, les couches suivantes se développent pour créer une barrière thermique qui devient plus efficace que celle formée par la peinture A.



Figure 68 : Profils de température au centre de la face non-exposée des plaques d'acier non revêtue et revêtue à 200 kW/m² en fonction du temps



Figure 69 : Aspects des revêtements au cours du test à 200 kW/m² à t=1 s et t=10 s (a) et (b) peinture A, (c) et (d) peinture B



Figure 70 : Revêtement B avant (a) et après (b) l'explosion de la première couche

Après 600 s de test, l'effet de l'érosion induit par le jet commence à se voir avec l'apparition, d'une fissure à la surface de l'échantillon A et d'un cratère au niveau de l'échantillon B comme nous pouvons l'observer sur la **Figure 71**. Après 954 s de test, les deux échantillons ont une température équivalente de 215 ° C. Le cratère et la fissure à la surface des échantillons, qui correspond à la zone la plus lumineuse (zone d'impact du jet), augmente au



cours du temps : on peut voir l'aspect des échantillons 1 s avant la fin du test sur la Figure 72.

Figure 71 : Aspect des couches à 200 kW/m² à t=600 s (a) caméra thermique et (b) caméra normale Peinture A, (c) caméra thermique et (d) caméra normale peinture B



Figure 72 : Images IR des échantillons 1 s avant la fin de l'essai à 200 kW/m², (a) Peinture A, (b) Peinture B

Les deux peintures apportent donc une protection thermique contre le feu, car les plaques revêtues par celles-ci n'atteignent pas 500 ° C au bout de 1 h de test contrairement à la plaque non revêtue qui atteint la température de ruine au bout de 105 s. Au bout d'une heure de test, la

plaque revêtue avec la peinture B a une température au dos de 270 °C soit une réduction de 60 % comparée à la plaque non revêtue dont la température à l'équilibre est de 686 °C au dos de la plaque. La plaque revêtue avec la peinture A atteint au bout d'une heure de test une température de 343 °C soit une réduction de 50 %.

La comparaison des performances des 2 peintures montre que :

- entre le début et 10 s de test, échauffement de la peinture et début des réactions d'intumescence,
- après 10 s de test, montée de la température au dos des plaques et développement du « char » pour les deux peintures. Le développement de la peinture B se fait en plusieurs couches avec une explosion de la première couche entre 510 s et 600 s, celui de la peinture A, se fait en une seule couche.
- après 954 s d'essai, la barrière thermique créée par la peinture B apporte une meilleure protection à la plaque comparée à celle crée par la peinture A
- au bout d'une heure de test, la température de ruine n'est pas atteinte au dos de la plaque pour les deux peintures intumescentes, comparée à la plaque non revêtue qui atteint 500 °C au dos au bout de 105 s,
- à la fin du test, l'échantillon A présente un cratère au niveau de la zone d'impact et une zone de fissure ; l'échantillon B présente un cratère à la surface (Figure 73)



Figure 73 : Aspects des échantillons à la fin de l'essai à 200 kW/m², (a) Peinture A, (b) Peinture B

La moyenne des épaisseurs de char à la fin des tests sont respectivement de 20 mm (expansion de 300 %) pour la plaque B et de 13 mm (expansion de 160 %) pour la plaque A.

À travers les résultats obtenus, il apparaît qu'à 200 kW/m² les deux peintures présentent de bonnes performances de tenue au feu et des comportements plus contrastés qu'à 150 kW/m². En effet, la force mécanique générée par le jet étant plus importante à cette densité de flux de chaleur (les débits augmentent avec la densité de flux de chaleur) nous assistons à la destruction d'une partie de la couche charbonneuse au niveau de la peinture B au cours de son développement. Même si cette peinture reste plus performante à longs temps d'exposition, ce comportement pourrait être problématique dans des conditions plus sévères. La tenue mécanique de l'échantillon soumis à l'essai est donc un autre critère qui peut être pris en compte pour discriminer les peintures.

III.2.2.C. Évaluation à une densité de flux de chaleur de 300 kW/m²



Les courbes obtenues pour les tests à 300 kW/m² sont présentées sur la Figure 74.

Figure 74 : Profils de température au centre de la face non-exposée des plaques d'acier non

revêtue et revêtues à 300 kW/m² en fonction du temps

Nous retrouvons le court plateau (**Figure 74(b**)) qui correspond à la diffusion de la chaleur au sein des peintures (t<10 s). Ensuite, nous retrouvons entre 10 s et 640 s la montée de la température constatée aux autres densités de flux de chaleur avec toujours des températures plus élevées pour la plaque revêtue avec la peinture B par rapport à celle revêtue par la peinture A. En effet, après 300 s, la plaque B atteint en face non exposée une température de 130 °C, comparée à une température de 103 °C pour la plaque A, ce qui montre encore une fois la différence en matière de performances et de tenue au feu.

Après 10 s de test, (**Figure 75**) l'apparition de bulles de gaz et la présence des flammes jaunes sont observées et ensuite il y a la formation du « char ». À cette densité de flux de chaleur, les différences dans le développement des structures sont beaucoup plus marquées. En effet, pour la peinture B la formation du « char » se fait toujours en plusieurs couches, mais cette fois toutes les couches explosent successivement sous l'effet de la densité de flux de chaleur élevée et de la force d'érosion induite par le jet. La première couche explose vers 330 s et cette explosion s'accompagne d'un dégagement d'une quantité importante de fumée (**Figure 76**). Une deuxième couche se développe ensuite avant d'exploser à son tour et de laisser place à une autre couche comme nous pouvons le voir sur la **Figure 77(a)** et ainsi de suite jusqu'à l'explosion de la dernière couche vers 640 s de test (**Figure 77(b**)). Ce temps coïncide avec le moment où la flamme entre directement en contact avec la plaque d'acier ce qui explique la montée brusque de la température au dos de la plaque qui atteint 500 ° C au bout de 750 s d'essai.



Figure 75 : Aspects des revêtements au cours du test à 300 kW/m² à t=1 s et à t=10 s (a) et (b) peinture A, (c) et (d) peinture B



Figure 76 : Peinture B à 300 kW/m² (a) et (b) avant l'explosion de la première couche (c) et (d) dégagement de fumées lors de l'explosion de la couche



Figure 77 : Peinture B à 300 kW/m² (a) développement d'une nouvelle couche après l'explosion de la précédente, (b) après explosion de la dernière couche

La peinture A, a un aspect et un développement du « char » différents de ceux de la peinture B. En effet comme nous pouvons le voir sur la **Figure 78**, nous avons une structure de char en une couche qui subit une érosion (qui commence après 300 s d'essai) à la surface provoquée par le jet de flamme (**Figure 79**). Après 1910 s d'essai il n'y a plus de peinture au niveau de la zone centrale de l'impact et la flamme entre aussi en contact avec la plaque d'acier (**Figure 80** (b)). La température de rupture au dos de la plaque A est atteinte au bout de 2269 s de test.



Figure 78: Aspect du char de la peinture A à 300 kW/m² après 280 s de test



Figure 79 : Évolution du char de la peinture A à la surface sous l'effet de l'érosion induit par le jet (a) à 900 s et (b) 1200 s de temps d'essai



Figure 80 : Aspect du char sous l'effet de l'érosion (a) avant et (b) après percement du revetement à 1910 s pour la peinture A à 300 kW/m²

Au niveau de la comparaison entre les peintures nous pouvons résumer les performances et les comportements à 300 kW/m^2 comme suit :

- entre le début et 10 s de test, échauffement de la peinture et début des réactions d'intumescence,
- après 10 s de test, montée de la température au dos des plaques, qui correspond au développement du « char » pour les deux peintures. Le développement se fait en

plusieurs couches pour la peinture B avec l'explosion de la première au bout de 330 s, en une couche pour la peinture A, qui subit une érosion à sa surface,

- après 640 s de test, explosion de la dernière couche au niveau du char de la peinture B et montée brusque de la température (contact direct flamme-plaque) qui atteint 500 °C après 750 s de test,
- après 1910 s d'essai, pour la peinture A le char est complètement érodé au niveau de la zone d'impact et on observe donc une montée plus rapide de la température qui atteint 500 °C après 2269 s (59 s pour la plaque non revêtue),
- à la fin du test les deux échantillons, A et B, présentent une zone sans revêtement comme on peut le voir sur la Figure 81.



Figure 81: Aspect des échantillons à la fin de l'essai à 300 kW/m², (a) Peinture A, (b) Peinture B

Ces résultats nous permettent d'affirmer qu'à une densité de flux de chaleur de 300 kW/m² la peinture A présente de meilleures performances de tenue au feu en comparaison à la peinture B. Le comportement des peintures durant l'essai, est de nouveau différent. En effet, la peinture A, développe un « char » qui est plus résistant à cette densité de flux de chaleur, comparé à la peinture B dont la couche charbonneuse explose sous l'effet de la force générée par le jet à 300 kW/m². Si on compare les plaques revêtues et non revêtues, les deux peintures apportent une amélioration, mais celle apportée par la peinture A est beaucoup plus satisfaisante avec après 15 min de test une température au dos de la plaque de 225 ° C comparée à 776 ° C

pour la plaque non revêtue, soit une réduction de 71 %.

Nous pouvons donc conclure que le banc développé nous permet bien de discriminer les deux peintures. Ainsi notre protocole d'essai est adapté pour mimer un scénario jet fire et discriminer les peintures. Les températures mesurées, en face arrière et les épaisseurs initiales et finales des échantillons au cours des tests aux différentes densités de flux de chaleur sont résumées le **Tableau 11**.

Tableau 11 : Températures et épaisseurs pour les échantillons A et B au cours des essais à 150 kW/m, 200 kW/m² et 300 kW/m²

Échantillons	Densité de flux	T atteinte	T atteinte	Épaisseur	Épaisseur à la fin du
	de	après 600 s (à la fin du	au début du	test (mm)
	chaleur(kW/m ²)	°C)	test (°C)	test (mm)	
	150	146 ± 8	278 ± 5	5	$11 \pm 1 \; (+120 \pm 20 \; \%)$
А	200	157 ± 9	343 ± 4	5	$13 \pm 2 \; (+160 \pm 40 \; \%)$
	300	179 ± 10	500	5	-
В	150	186 ± 1	232 ± 1	5	27 ±3 (+440 ± 60 %)
	200	192 ± 5	266 ± 6	5	$20 \pm 3 (+300 \pm 60 \%)$
	300	244 ± 35	500	5	-

III.3. Modèle numérique

Dans cette section un modèle simple est développé en 3D sur le logiciel COMSOL Multiphysics® qui permet de simuler le comportement de la peinture B, car elle présente une expansion plus importante, plus rapide et plus facile à déterminer expérimentalement en utilisant les images obtenues avec la caméra thermique. Les conditions limites déterminées et validées dans le Chapitre II sont appliquées à la peinture et les résultats obtenus sont présentés et discutés.

III.3.1. Présentation du modèle

Tel que mentionné précédemment, parmi les phénomènes physiques qui caractérisent la réaction d'intumescence, le gonflement du revêtement est le plus caractéristique. Ce gonflement fait suite à l'ablation de la peinture vierge, qui est elle-même provoquée par un ensemble de réactions chimiques comme décrits précédemment. Modéliser ce gonflement, revient à représenter le front d'intumescence qui correspond à la face supérieure de la couche croissante par un déplacement d'une frontière mobile. La modélisation par la méthode de frontières mobiles, se fait en utilisant un formalisme Arbitraire Lagrangien Eulérien (ALE) et le couplage avec le transfert thermique, permet de modéliser le gonflement et les échanges thermiques entre la peinture et la plaque [6],[52],[224],[225]. Plusieurs auteurs ont modélisé le gonflement de matériaux intumescents [225]–[228], mais dans un souci de simplification visant à optimiser la mise en œuvre du modèle ainsi que le temps de calcul, l'approche présentée et considérée dans notre modèle s'affranchit des considérations chimiques et la force mécanique générée par le jet.

Le phénomène d'intumescence a été donc considéré dans notre modèle comme un problème de transfert de chaleur avec une limite mobile dans notre formulation mathématique. L'expansion de la peinture a été supposée homogène et dans une seule dimension, c'est-à-dire suivant l'axe x.

III.3.2. Design de la géométrie et maillage

Nous reprenons la géométrie présentée dans le chapitre II qui permet de considérer la distribution spatiale non uniforme de la densité de flux de chaleur déterminée précédemment et nous rajoutons la peinture intumescente à la géométrie (**Figure 82**). Cette démarche peut permettre également de décrire l'échauffement de l'échantillon et le gonflement d'une manière réaliste. Le maillage utilisé pour le calcul dans ce cas est composé de tétraèdres libres avec 101278 éléments avec une taille maximale de 6.10^{-3} m et une taille minimale de 6.10^{-5} m.



Figure 82 : Modèle avec (a) peinture intumescente, (b) plaque d'acier

III.3.3. Identification des équations du modèle

Nous étudions de nouveau le transfert de chaleur dans les solides et nous avons donc seulement de la conduction dans tous les matériaux. Nous ferons de nouveau l'hypothèse que nous avons un contact thermique parfait entre les différents matériaux. Ainsi dans ce modèle nous résolvons l'équation bilan de la conduction thermique au sein des solides.

Au cours de l'intumescence et de la dégradation du matériau, plusieurs réactions hétérogènes (solide/gaz) se produisent, impliquant la destruction de la phase condensée avec l'apparition des gaz et la formation de la couche charbonneuse. Il correspond au terme source Q, introduit dans le modèle et pris en compte au niveau de la couche intumescente avec l'**Eq. 27** et absente dans l'**Eq. 28**, qui représente la plaque d'acier :

$$x \in \left] e_{pe}, g(t) \right[, \frac{\rho_i C_{p_i} \partial T}{\partial t} = \nabla . \left(k_i \nabla T \right) + Q$$
Eq. 27

$$x \in \left]0, e_{pl}\right[\frac{\rho_i C_{p_i} \partial T}{\partial t} = \nabla . \left(k_i \nabla T\right)$$

Eq. 28

- Avec e_{pe} représentant l'épaisseur initiale de la peinture en [m],
 - g(t) le gonflement au cours du temps avec g(0)=0 en [m/s],
 - e_{pl} l'épaisseur de la plaque d'acier en [m]
 - C_{p_i} la capacité thermique en [J/(kg. K)],
 - k_i la conductivité thermique en [W/m.K],
 - ρ_i la masse volumique en [kg/m³],
 - *T* la température en [K],
 - *t* le temps en [s]
 - *i* représente soit la peinture (pe), soit l'acier (ac).

Le terme source Q peut être exprimé à partir de l'expression du type Arrhenius suivant l'**Eq. 29** [224],[229],[230] :

$$Q = \rho. A. \exp\left(-\frac{E}{RT}\right). H_p$$

Eq. 29

Les valeurs des paramètres ont été prises dans la littérature, avec $A = 1.10^7 \text{s}^{-1}$ qui représente le facteur pré-exponentiel [52],[228],[231]–[233], $E = 1,5.10^5 J/mol$ l'énergie d'activation[52],[228],[231]–[233], R = 8,32 J/(mol.K) la constante universelle des gaz

parfaits et $H_p = 1.10^6 J/kg$ [232],[233] l'enthalpie de pyrolyse.

Pour le boîtier et la plaque de calsil, nous résolvons l'Eq. 30 :

$$\frac{\rho_i C_{p_i} \partial T}{\partial t} = \nabla . \left(k_i \nabla T \right)$$

Eq. 30

avec *i* qui représente la plaque de Calsil (cs) ou le boîtier en acier (bo).

III.3.4. Conditions limites et conditions initiales du modèle

Concernant les conditions limites, nous reprenons le développement fait dans le chapitre II en l'adaptant à la peinture intumescente qui est en contact avec la flamme et nous avons donc le flux net à la surface de l'échantillon donné par l'**Eq. 31** :

$$q^{\prime\prime} = \frac{\varepsilon_{intu}}{\varepsilon_{flum}} q^{\prime\prime}_{mesur\acute{e}e} + h_{flam} \left[\left(1 - \frac{\varepsilon_{intu}}{\varepsilon_{flum}} \right) T_{flam} + \frac{\varepsilon_{intu}}{\varepsilon_{flum}} T_{flum} - T \right] - \varepsilon_{intu} \sigma \left(T^4 - T^4_{flum} \right)$$
Ea. 31

Avec q'' représentant le flux net, $q''_{mesurée}$ le profil de la densité totale de flux de chaleur mesurée par le fluxmètre, présenté dans le chapitre II

 h_{flam} le profil du coefficient de convection générée par la flamme déterminée et validée dans le chapitre II,

 T_{flam} les températures de la flamme mesurées dans le chapitre II, respectivement égales à 1200 °C, 1100 °C et 1000 °C pour une densité totale de flux thermique moyenne de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m

 T_{flum} les températures du fluxmètre, mesurées dans le chapitre II, respectivement égales

à 146 °C, 125 °C et 87 °C pour une densité totale de flux thermique moyenne de 300 kW/m², 200 kW/m² et 150 kW/m²,

 ε_{intu} l'émissivité de la peinture intumescente 0,9 et maintenue constante [52],[230],[233]

 σ la constante de Stephan – Boltzmann.

Les conditions limites sur les faces non exposées de la plaque d'acier et des faces de la plaque de calsil et de la boxe sont données par l'**Eq. 32** :

$$-n(-k_i \nabla T) = \varepsilon_i \sigma (T_{amb}^4 - T^4) + h_c (T_{amb} - T)$$

Eq. 32

Avec *i* représentant la plaque d'acier (acp), de Calsil (cs) ou la boxe (bo), h_c qui représente le coefficient de convection naturelle et T_{amb} la température ambiante.

Les valeurs choisies pour ces différents paramètres et les conditions initiales sont :

- $T_{amb} = 22 \,^{\circ}C$, la température ambiante donnée par un thermocouple dans la salle et maintenue constante,
- $T_{in} = 30 \,^{\circ}C$, la température initiale des composants
- $h_c = 10 W/m^2$. *K*, le coefficient de convection thermique induit par la convection naturelle [52],[182],[225],[232],[233],
- $\varepsilon_{acp} = 0,91$, l'émissivité de la face arrière avec la peinture noire qui a été mesurée précédemment.

III.3.5. Propriétés thermophysiques de la peinture intumescente

Pour pouvoir résoudre les équations et simuler le comportement de la peinture, il faut disposer de données sur les propriétés thermophysiques, c'est-à-dire la masse volumique, la capacité thermique, le gonflement et la conductivité thermique du matériau. Les propriétés de la couche de peinture évoluent en fonction de la température et sont rarement déterminées avec précision à haute température en raison des réactions qui interviennent au cours du processus d'intumescence [225].

Dans le but de simplifier le modèle et prendre en compte l'évolution des propriétés de la peinture, deux états de la peinture ont été considérés : un état vierge et un état « char ». Une température seuil, fixée à 327 °C (600 K)[201],[231], a été définie entre les deux états et les différentes propriétés ont été prises dans la littérature. Ainsi, pour les différentes propriétés nous avons les conditions suivantes :

- si $T < 327^{\circ}C$, $C_{p_{pe}} = 3000 J/(kg.K)$ [52],[230],[232]–[234] pour la peinture vierge sinon pour la couche charbonneuse, $C_{p_{ne}} = 1200 J/(kg.K)$ [52],[230],[232],
- si $T < 327^{\circ}C$, $\rho_{pe} = 1270 \ kg/m^3$ [230],[232]–[234] pour la peinture vierge sinon pour la couche charbonneuse, $\rho_{pe} = 50 \ kg/m^3$ [52],[228],[230].
- si $T < 327^{\circ}C$, $k_{pe} = 0.3 W/(m.K)$ [235], pour la peinture vierge sinon pour la couche charbonneuse, $k_{pe} = 0.08 W/(m.K)$ [207],[230],[232].

Ces valeurs sont donc des constantes qui n'évoluent pas avec la température, mais elles changent en fonction de l'état de la peinture (vierge ou « char »). Les propriétés de l'acier, de la plaque de calsil et du boîtier restent identiques à celles prise dans le modèle du chapitre II.

III.3.6. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation

Un profil de gonflement a été appliquée en supposant l'expansion linéaire au cours du test et le temps où le gonflement s'arrête a été fixé à 1140 s (estimé visuellement en utilisant les images obtenues grâce à la caméra IR au cours du test à 150 kW/m²), ce profil est présenté sur la **Figure 83**. Généralement le profil de gonflement des peintures intumescentes, dépend de la densité de flux de chaleur [236], mais dans notre cas nous avons pu observer que le gonflement de la peinture n'était pas trop important et que les épaisseurs finales étaient dans le même ordre de grandeur à la fin des tests aux différentes densités de flux de chaleur. Nous avons donc supposé que le profil de gonflement était identique à toutes les densités de flux de chaleur.

La comparaison entre les profils de température, mesurés par les thermocouples au centre et ceux obtenus par simulation sont présentés sur les **Figure 84**, **Figure 85** et **Figure 86**. Les courbes obtenues avec un modèle simple donnent des résultats cohérents en matière de températures à tous les densités de flux de chaleur jusqu'à 600 s. En effet, pour t < 600 s, nous avons des températures qui sont dans le même ordre de grandeur que celles mesurées avec thermocouples même si tous les phénomènes qui existent dans le processus d'intumescence n'ont pas été modélisés.



Figure 83 : Expansion de la peinture intumescente B en fonction du temps



Figure 84 : Comparaison entre les profils de température, obtenus numériquement et expérimentalement au centre de la face non-exposée de plaques d'acier revêtues avec la peinture B à 150 kW/m²



Figure 85 : Comparaison entre les profils de température, obtenus numériquement et expérimentalement au centre de la face non-exposée de plaques d'acier revêtues avec la peinture B à 200 kW/m²



Figure 86: Comparaison entre les profils de température, obtenus numériquement et expérimentalement au centre de la face non-exposée de plaques d'acier revêtues avec la peinture B à 300 kW/m²

Pour t>600 s, les températures obtenues par simulation sont plus faibles à toutes les densités de flux de chaleur, ces différences peuvent provenir de plusieurs facteurs. En effet, une connaissance plus précise de certaines grandeurs physiques permettrait d'améliorer ce modèle. Parmi les multiples paramètres d'entrée du modèle, certains sont difficiles à mesurer directement et sont souvent déterminés par méthode inverse dans la littérature. En effet les propriétés d'une peinture intumescente ne sont pas connues avec précision contrairement à celles de l'acier. En fonction du fabricant, la composition d'un revêtement intumescent change et est soumise la plupart des cas au secret de fabrication. Par exemple, les valeurs de la conductivité thermique pour une peinture intumescente vierge varient entre 0,1 et 0,6 W/(m.K) et pour un « char » entre 0,08 et 0,4 W/(m.K)[52],[207],[225],[232],[233],[237]. La majorité des caractéristiques d'une peinture intumescente spécifique ne sont donc pas directement accessibles et la méconnaissance de certains de ces paramètres, est une source d'erreurs potentielles pour le modèle. Une meilleure connaissance du profil de gonflement permettrait

aussi d'améliorer le modèle. Les fissures et les explosions des couches, n'ont pas été pris en compte, ce qui explique que le modèle ne capture pas la montée à 500 °C, observée pour le test à 300 kW/m².

III.4. Conclusions

Dans ce chapitre deux peintures intumescentes à base d'expoxy (A et B) ont été testées sur le nouveau banc d'essais feu à hauts flux, présenté dans le chapitre II. Ces deux peintures dont le comportement à hauts flux et à grande échelle est connu, ont été exposés aux trois densités de flux de chaleur caractérisées à savoir 150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m² et nous avons pu vérifier la capacité du banc à discriminer ces deux peintures. En fin de chapitre, un modèle 3D simple a été réalisé en utilisant les conditions limites déterminés dans le chapitre II et celles-ci ont été appliquées à la peinture B.

Les résultats obtenus montrent bien une différence non seulement en termes de performances, mais aussi en termes de comportement entre les deux peintures intumescentes. La peinture A, qui est faite pour résister à un scénario jet fire, a montré de meilleures performances aux temps longs, comparée à la peinture B (faite pour résister à UL1709) qui était meilleure aux temps courts. Le modèle 3D simple développé, a été appliqué à la peinture B car son expansion était plus importante, plus rapide et plus facile à déterminer expérimentalement comparé à la peinture A. Ce modèle permet de prédire le profil de température, obtenu lors des tests sur la peinture B jusqu'à 600 s, il est donc considéré valide pour t ≤ 600 s.

Ces différents résultats nous permettent de conclure que le banc développé, permet de tester et de discriminer des matériaux réactifs dans des conditions contrôlées de feux extrêmes. Nous pouvons rajouter pour la partie modèle, qu'une meilleure connaissance, des propriétés thermophysiques de la peinture intumescente et du profil de gonflement permettrait de l'améliorer.

.

Conclusion Générale

Dans cette thèse, l'objectif principal était le développement d'un banc d'essais permettant de reproduire, à échelle réduite (laboratoire), dans des conditions parfaitement contrôlées, des contraintes thermiques issues de feux extrêmes et l'étude du comportement de matériaux soumis à ces contraintes.

Pour identifier et quantifier les contraintes thermiques, issues de scénarios 'feu', une étude bibliographique a été menée sur les densités de flux de chaleur générées par différentes catégories de feux en insistant sur les feux extrêmes. Nous avons pu conclure que les densités de flux de chaleur générées pouvaient atteindre 450 kW/m² et que les feux extrêmes généraient généralement des densités de flux de chaleur supérieures à 150 kW/m². Même si réaliser un test à grande échelle restait le moyen le plus précis pour étudier le comportement de matériaux soumis à des feux, nous avons souligné que la réduction d'échelle à travers l'analyse dimensionnelle était une solution de choix en matière de réduction de coûts et de temps d'essai. Grâce à cette étude bibliographique, nous avons pu identifier différentes approches permettant de faire de la réduction d'échelle dans le domaine du feu et différents bancs d'essais existants dans la littérature, ont été présentés. Il est apparu qu'ils n'existaient pratiquement pas de bancs d'essais à échelle laboratoire qui permettaient d'étudier le comportement de matériaux soumis à des densités de flux supérieures à 200 kW/m².

Un nouveau banc d'essais, versatile avec une instrumentation complète, a été mis au point pour étudier le comportement de matériaux soumis à des contraintes thermiques extrêmes. Ce banc est capable de générer dans des conditions contrôlées, des densités de flux de chaleur allant de 100 à 300 kW/m² (voire au-delà). Dans la conception du banc, plusieurs possibilités ont été explorées et la solution choisie pour ce travail est composé de deux boîtiers (enceintes semi-confinées) en acier, une utilisée pour la calibration de la densité de flux de chaleur et l'autre pour évaluer les matériaux. La densité de flux de chaleur est générée par un brûleur torche, alimenté avec de l'air et du propane. Le banc d'essais conçu, permet de modifier plusieurs paramètres au niveau du test dont la distance entre l'échantillon et le brûleur, la hauteur de ce dernier et l'angle incident de la flamme. Il permet aussi de tester différents types d'échantillons plans comme des panneaux composites ou des revêtements appliqués sur des substrats comme par exemple l'acier ou le bois.

Lors des essais, la distance entre l'échantillon et le brûleur, a été fixée à 150 mm, les tailles d'échantillons testés étaient de 100 mm \times 100 mm avec des épaisseurs entre 5 et 10 mm. Les échantillons ont été impactés par le bruleur en leur centre à trois densités de flux de chaleur moyennes caractéristiques des feux extrêmes (150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m²). Pour pouvoir étudier le comportement des matériaux testés, il est nécessaire de calibrer parfaitement le banc et connaître avec précision les conditions limites thermiques appliquées à la surface des échantillons.

Pour y parvenir, le banc a été instrumenté avec des fluxmètres, des thermocouples et des caméras thermiques. La calibration du banc a été faite en réalisant des essais qui nous ont permis d'obtenir de précieuses informations sur les températures de flamme et la répartition de la densité de flux de chaleur en face exposée. Les résultats obtenus ont permis de montrer que les réglages et la métrologie au niveau du banc étaient bien maîtrisés.

Ensuite, des essais ont été réalisés en exposant des plaques d'acier aux trois densités de flux de chaleur (150 kW/m², 200 kW/m² et 300 kW/m²). Deux moyens de mesures ont été utilisés pour déterminer les températures au dos des plaques et les résultats obtenus, étaient similaires. Un modèle thermique a été proposée pour simuler le banc et des résultats satisfaisants ont été obtenus sur plaque acier. Grâce à ce modèle nous avons pu déterminer et quantifier des paramètres et des conditions limites, en face exposée par méthode inverse (coefficient d'échange convectif et émissivité de la plaque d'acier). Les résultats obtenus sont cohérents avec ceux de la littérature, par exemple des valeurs du coefficient d'échange convectif de 200, 150 et 135 W/(m². K) ont été déterminées au centre respectivement pour une densité de flux de chaleur de 300, 200 et 150 kW/m².

Enfin la réponse et le comportement de deux peintures intumescentes à base d'époxy soumises aux trois densités de flux de chaleur, ont été étudiés. Ces peintures ont été appliquées sur des plaques d'acier et les températures ont été mesurées, au centre en face arrière. Les résultats obtenus montrent bien une différence dans les performances et les comportements des peintures quand elles sont exposées aux contraintes générées par le banc. Par exemple des explosions des couches au cours du développement du « char » étaient observées pour l'une des peintures alors que l'autre présentait plutôt des fissures. Un modèle 3 D d'intumescence a été

proposée et les conditions limites déterminées dans le modèle avec acier, ont été utilisées. Ce modèle a été appliqué à l'une des peintures et les résultats obtenus, sont encourageants. En effet, une bonne corrélation entre les profils de températures simulés et les profils obtenus au cours des essais, a été obtenue jusqu'à 600 s de test.

Tous les résultats obtenus nous ont aussi permis de valider que le banc d'essais, versatile développé, était facile d'utilisation et qu'il permettait bien de reproduire à échelle réduite des contraintes issues de scénarios feux extrêmes dans conditions parfaitement contrôlées. De plus, nous avons étudié le comportement de matériaux modèles et nous avons pu vérifier que le banc permettait bien de discriminer ces matériaux.

Perspectives

Dans ce travail de thèse, le développement d'un banc innovant a été réalisé et une approche numérique simple a été proposée. Les résultats obtenus, permettent donc d'envisager plusieurs perspectives expérimentales et numériques.

Au niveau expérimental, le banc d'essais est modulable de par sa conception. En fonction du scénario 'feu' visé, il est possible de modifier plusieurs paramètres comme la densité de flux de chaleur, la distance entre le brûleur et l'échantillon, l'angle d'impact de la flamme.

Avec la configuration du banc décrite dans ce manuscrit, il serait pertinent d'étudier l'effet des différents paramètres sur la réponse des matériaux utilisés. Par exemple, la distance entre le brûleur et l'échantillon pourrait être modifié, les débits de propane et d'air adaptés pour avoir le même la densité de flux de chaleur moyenne au centre (150, 200 ou 300 kW/m²), ainsi on pourrait visualiser et quantifier l'effet de cette modification sur le comportement des matériaux. La flexibilité du banc permet aussi de changer la taille des échantillons, il serait judicieux d'étudier l'effet d'échelle sur le comportement des matériaux.

Les boîtiers du banc ont été réalisés en s'inspirant de la configuration interne de la norme ISO 22899-1, il serait donc utile dans le cas d'un scénario jet fire de chercher si possible une corrélation entre le banc et le test normé. Ce qui permettra de faire de la recherche et du développement sur des matériaux ou concepts (panneaux composites, des revêtements...) avec des essais à petite échelle sur le banc avant de réaliser des essais de validation et certification à grande échelle.

L'étude bibliographique montre que pour la majorité des feux extrêmes, la part radiative de la densité de flux thermique est beaucoup plus élevée que la part convective. Au niveau de notre banc c'est la part convective qui est la plus élevée, ainsi il serait intéressant d'augmenter la part radiative du flux de chaleur, mais en maintenant la valeur de la densité totale de flux de chaleur constante. Pour cela, il est possible d'augmenter le ratio de propane dans le but de produire une flamme avec des particules de suies qui vont augmenter la part radiative ou d'utiliser par exemple du kérosène à la place du propane. Il est aussi envisageable de retirer le brûleur et de mettre un panneau radiant à la place. Dans tous les cas, le comportement des matériaux va évoluer, car les phénomènes thermiques ne sont pas identiques entre un flux radiatif et un flux convectif. Il sera possible d'étudier, par exemple l'effet de la modification de

la nature de la flamme (non suitée et suitée) sur le comportement des matériaux, mais aussi l'effet de la présence ou non d'une force exercée par l'impact du jet sur les matériaux.

Au niveau numérique, le logiciel utilisé n'étant pas optimisé pour la modélisation fluidique (CFD), l'écoulement au niveau du jet n'a donc pas été simulé. Une étude de l'écoulement grâce à un logiciel de calculs numériques par volumes finis comme fireFoam/openFoam, pourrait apporter de nouvelles données sur le test. Ainsi le couplage des deux modèles, permettrait d'obtenir une simulation plus complète des conditions limites générées au niveau de notre banc d'essais. Si les conditions de sécurité le permettent, des essais de Vélocimétrie par Image de Particules (PIV) peuvent aussi être envisagés pour caractériser les vitesses de l'écoulement. Ce qui apportera une aide dans la compréhension des phénomènes et ainsi on pourrait combiner la simulation et la partie expérimentale pour faire du développement de matériaux ou de concepts.

Pour finir, le modèle d'intumescence développé pourrait être aussi amélioré en ayant une meilleure connaissance des profils de gonflement et des propriétés thermophysiques des peintures. On pourrait aussi prendre en compte les aspects mécaniques dans la modélisation et l'idéal serait de pouvoir réaliser un couplage complet fluide/solide (aspects thermiques, mécaniques et chimiques). Ce couplage fluide/solide est complexe à réaliser et pour la majorité des logiciels qui existent, il est difficile et parfois impossible de réaliser un couplage fort. En effet, la plupart des logiciels existants sont, soit adaptés pour des calculs numériques par volumes finis, soit pour des calculs numériques par éléments finis. Et donc la solution serait d'utiliser un couplage faible c'est-à-dire combiner plusieurs logiciels pour pouvoir avoir une modélisation plus complète du comportement des matériaux.

Liste des figures, tableaux et références

Liste des figures

FIGURE 1 : DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES ET ÉCLAIREMENTS ÉNERGÉTIQUES D'UN FEU DE VÉGÉTATION	[36]
	29
FIGURE 2 : RÉSUMÉ DES DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES GÉNÉRÉES PAR LES DIFFÉRENTS SCÉNARIOS	34
FIGURE 3 : REPRÉSENTATION D'UN JET ENFLAMMÉ	39
FIGURE 4 : VARIATION DE LA DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE TOTALE SUR LA SURFACE D'UN TUBE EN	. –
FONCTION DE LA DISTANCE PAR RAPPORT À LA SOURCE DE FLAMME : (A) TUYAU À 21 M ; (B) TUYAU À	15
M; (C) TUYAU A 9 M[78]	45
FIGURE 5 : TEMPERATURES EN FONCTION DU TEMPS A DIFFERENTS ENDROITS D'UNE CONDUITE SOUMISE A JET FIRE ADAPTÉ DE[106]	. UN 46
FIGURE 6 : FRACTION RADIATIVE DE LA PUISSANCE PAR RAPPORT À LA PUISSANCE TOTALE OBSERVÉE POU	R
JET FIRE AVEC DIFFÉRENTS HYDROCARBURES[78]	47
FIGURE 7 : ÉCLAIREMENT ÉNERGÉTIQUE PRIS COMME FRACTION DE LA DENSITÉ DE FLUX TOTALE PAR	
RAPPORT À LA TENEUR EN HYDROCARBURES D'UN OBJET SOUMIS À UN JET FIRE [78]	48
FIGURE 8 : DISPOSITION POUR LA CONFIGURATION INTERNE DE LA NORME DU JET FIRE	50
FIGURE 9 : BUSE UTILISÉE DANS LA NORME DU JET FIRE AVEC DES DIMENSIONS EN MM	51
FIGURE 10: SCHÉMAS DE LA CONFIGURATION INTERNE: À GAUCHE LA CHAMBRE DE RECIRCULATION DE LA	۱.
FLAMME (1) ET LA BUSE (1), À DROITE: LA CHAMBRE DE PROTECTION	52
FIGURE 11: BANC D'ESSAIS RÉDUIT POUR LA NORME EN 50399 (A) BRÛLEUR, (B) ÉCHELLE ET (C) ESSAI EN COURS [139]	60
FIGURE 12: BANC D'ESSAIS RÉDUIT POUR LA NORME ASTM E-84, (A) SCHÉMAS DU TUNNEL, (B)	
CONSTRUCTION INTERNE ET (C) CHEMINÉE [2]	61
FIGURE 13 : PROPAGATION DES FLAMME EN FONCTION DU TEMPS MESURÉE À PETITE (A) ET GRANDE (B)	
ÉCHELLE ET OPACITÉ DES FUMÉES EN FONCTION DU TEMPS MESURÉE À PETITE (C) ET GRANDE (D)	
ÉCHELLE[2]	62
FIGURE 14 : TEST DU SBI RÉDUIT, (A) LE BANC RÉDUIT ET (B) COUPE TRANSVERSALE DU SYSTÈME DE MESU	JRE
DES PARAMÈTRES (OPACITÉ DES FUMÉES, ANALYSEUR D'O2 ET PRESSION) [140]	63
FIGURE 15 : BANC D'ESSAIS HORIZONTAL POUR L'ÉTUDE DES FEUX DANS LE DOMAINE AÉRONAUTIQUE	
[5],[127]	64
FIGURE 16 : FORMES DES DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE POUR REPRODUIRE LE SCENARIO DE BLEVE [52].	65
FIGURE 17: BRÛLEUR UTILISÉ POUR LE TEST AU LABORATOIRE BAM [142]	65
FIGURE 18 : DIFFÉRENTES ÉTAPES DANS LE DÉVELOPPEMENT DU BANC	70
FIGURE 19 : REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DU BRÛLEUR [143]	72
FIGURE 20 : LES ZONES D'ÉCOULEMENT D'UN JET IMPACTANT	75
FIGURE 21 : DENSITÉS TOTALES DE FLUX DE CHALEUR AVEC DU PROPANE SEUL (A) À 150 MM ET (B) À 250 M	им 80
FIGURE 22 : ESSAIS RÉALISÉS AVEC DU PROPANE SEUL (A)&(B)À 250 MM, (C)&(D)À 150 MM	81
FIGURE 23 : CONFIGURATION DES ESSAIS PRÉLIMINAIRES RÉALISÉS AVEC DU PROPANE ET DE L'AIR	82
FIGURE 24 : DENSITÉS TOTALES DE FLUX DE CHALEUR AVEC DU PROPANE ET DE L'AIR À 150 MM	82
FIGURE 25 : CONFIGURATIONS DE MAINTIEN (A) AVEC DEUX PLAQUES D'ISOLANT, AVEC UNE PALQUE	
D'ISOLANT ET DES PATTES (B) EN ISOLANT ET (C) MÉTALLIQUES	85
FIGURE 26 : CONFIGURATIONS DES ENCEINTES SEMI-CONFINIÉES (A) DEUX ENCEINTES, (B) UNE ENCEINTE .	85
FIGURE 27 : RETOUR DE FLAMME AVEC LA CONFIGURATION 1	88
FIGURE 28 : PLAQUE DE CORDIÉRITE APRÈS 5 TESTS	88

FIGURE 29 : COURBES OBTENUES AVEC LE FLUXMÈTRE AU CENTRE DE LA FLAMME DEUX DIFFÉRENTS DÉBITS
DE PROPANE ET D'AIR (A) COMPARAISON ENTRE DEUX TYPES DE PROPANE ET (B) DEUX TEMPÉRATURES
DE GAZ
FIGURE 30 : COURBES OBTENUES AVEC LE FLUXMÈTRE AU CENTRE DE LA FLAMME AVEC DIFFÉRENTS DÉBITS
DE PROPANE ET D'AIR91
FIGURE 31 : COURBES OBTENUES AVEC UN DÉBIT DE PROPANE (G31 À 20° C) ET AIR FIXE ET DIFFÉRENTES
POSITIONS DU BRÛLEUR
FIGURE 32 : PEIGNE DE THERMOCOUPLES UTILISÉS POUR LES MESURES DE LA TEMPÉRATURE DE FLAMME93
FIGURE 33 : SCHÉMAS (A),(B), (D) ET IMAGE (C) DU BANC D'ESSAIS
FIGURE 34 : TEMPÉRATURE MOYENNE DE LA FLAMME AUX DIFFÉRENTES DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES ET
ENVELOPPES DE LA FLAMME À (A) 300 KW/M ² , (B) 200 KW/M ² , (C) 150 KW/M ² 97
FIGURE 35 : COURBES DE CONTRÔLE DES DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES OBTENUES AVEC LE FLUXMÈTRE
PLACÉ AU CENTRE DE LA FLAMME (A) MOYENNE SUR 15 TESTS CALIBRÉS À 300 KW/M²,(B) MOYENNE
SUR 10 TESTS CALIBRÉS À 200 KW/M ² ET (C) MOYENNE SUR 10 TESTS CALIBRÉS À 150 KW/M ²
FIGURE 36 : A) POSITIONS ET CARTOGRAPHIE DE LA DENSITÉ DE FLUX DE CHALEUR POUR (B) 300 KW/M ² , (C)
200 KW/M ² ET (D) 150 KW/M ²
FIGURE 37 : COURBES DE TEMPÉRATURES AU CENTRE EN FACE ARRIÈRE DE LA PLAQUE D'ACIER DE 10 MM
D'ÉPAISSEUR OBTENUES À 150 KW/M ² , 200 KW/M ² , 300 KW/M ²
FIGURE 38 : SUIVI DE LA TEMPÉRATRURE AU DOS DE LA PLAQUE D'ACIER DE 10 MM D'ÉPAISSEUR À 300 KW/M ²
FIGURE 39 : IMAGES OBTENUES À PARTIR D'UNE CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE EXPOSÉE D'UNE
PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 300
KW/M ²
FIGURE 40 : IMAGES OBTENUES À PARTIR D'UNE CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE EXPOSÉE D'UNE
PLAQUE ACIER (A) À 30 S,(B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 200 KW/M ²
FIGURE 41 : IMAGES OBTENUES À PARTIR D'UNE CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE EXPOSÉE D'UNE
PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 150
KW/M ²
FIGURE 42 : PROFILS DE TEMPÉRATURE EN FACE EXPOSÉE D'UNE PLAQUE ACIER À 30S, À 60S ET À 300 S (DE
HAUT EN BAS) AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 300, DE 200 ET 150 KW/M² (DE GAUCHE À
DROITE)
FIGURE 43 : PROFILS DE TEMPÉRATURE OBTENUS AU DOS DE LA PLAQUE À 300 KW/M² (A) AVEC LES
THERMOCOUPLES, (B), (C) ET (D) COMPARAISONS ENTRE LES THERMOCOUPLES ET LA CAMÉRA IR 111
FIGURE 44 : PROFILS DE TEMPÉRATURE OBTENUS AU DOS DE LA PLAQUE À 200 KW/M ² (A) AVEC LES
THERMOCOUPLES, (B), (C) ET (D) COMPARAISONS ENTRE LES THERMOCOUPLES ET LA CAMÉRA IR 112
FIGURE 45 : PROFILS DE TEMPÉRATURE OBTENUS AU DOS DE LA PLAQUE À 150 KW/M ² (A) AVEC LES
THERMOCOUPLES, (B), (C) ET (D) COMPARAISONS ENTRE LES THERMOCOUPLES ET LA CAMÉRA IR 113
FIGURE 46 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE
PLAQUE ACIER (A) À 30 S,(B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 300 KW/M ²
FIGURE 47 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE
PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 200
KW/M²
FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÈRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE
FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIOUE DE 150
FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 150 KW/M ²
 FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 150 KW/M² KW/M² FIGURE 49 : MODÈLE SIMPLIFIÉ (A), PLAQUE D'ACIER (B), PLAQUE DE CALSIL (C), BOITE EN ACIER (D) 117
 FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 150 KW/M² 115 FIGURE 49 : MODÈLE SIMPLIFIÉ (A), PLAQUE D'ACIER (B), PLAQUE DE CALSIL (C), BOITE EN ACIER (D)
FIGURE 48 : CARTOGRAPHIE À PARTIR DE LA CAMÉRA INFRAROUGE PLACÉE SUR LA FACE ARRIÈRE D'UNE PLAQUE ACIER (A) À 30 S, (B) À 60 S ET (C) À 300 S AVEC UNE DENSITÉ DE FLUX THERMIQUE DE 150 KW/M ² 115 FIGURE 49 : MODÈLE SIMPLIFIÉ (A), PLAQUE D'ACIER (B), PLAQUE DE CALSIL (C), BOITE EN ACIER (D) 117 FIGURE 50 : MAILLAGE UTILISÉ DANS LE MODÈLE DE LA PLAQUE EN ACIER 118 FIGURE 51 : POINTS DE MESURES DES THERMOCOUPLES ET AXES 122
EXCLUDE 52 - CONDUCTIVITY THERE HOLT DE L'A CIDE EN ECNETIVON DE LA TELEPÉRATURE
--
FIGURE 52 : CONDUCTIVITE THERMIQUE DE L'ACIER EN FONCTION DE LA TEMPERATURE
FIGURE 53 : CAPACITE THERMIQUE MASSIQUE DE L'ACIER EN FONCTION DE LA TEMPERATURE
FIGURE 54 : CONDUCTIVITE THERMIQUE DE LA PLAQUE DE CALSIL EN FONCTION DE LA TEMPERATURE
FIGURE 55 : COMPARAISON ENTRE LES TEMPÉRATURES OBTENUES NUMÉRIQUEMENT ET
EXPÉRIMENTALEMENT AUX DIFFÉRENTS POINTS DE MESURE À 300 KW/M ²
FIGURE 56 : COMPARAISON ENTRE LES TEMPÉRATURES OBTENUES NUMÉRIQUEMENT ET
EXPÉRIMENTALEMENT AUX DIFFÉRENTS POINTS DE MESURES À 200 KW/M ²
FIGURE 57 : COMPARAISON ENTRE LES TEMPÉRATURES OBTENUES NUMÉRIQUEMENT ET
EXPÉRIMENTALEMENT AUX DIFFÉRENTS POINTS DE MESURES À 150 KW/M ²
FIGURE 58 : COEFFICIENT H_FLAM AUX DENSITÉS DE FLUX THERMQIUES DE 300 KW/M ² , 200 KW/M ² et 15
kW/M ² le long des droites z/D=0 et x/D=0
FIGURE 59 : REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DU PROCESSUS D'INTUMESCENCE ADAPTÉ DE [204]
FIGURE 60 : PROFILS DE TEMPÉRATURE AU CENTRE DE LA FACE NON-EXPOSÉE DES PLAQUES D'ACIER NON
REVÊTUE ET REVÊTUE À 150 KW/M ²
FIGURE 61 : PHOTOGRAPHIES DES ÉCHANTILLONS AU COURS DU TEST À UNE DENSITÉ DE FLUX DE CHALEU
DE 150 KW/M ² . (A) T=1 S ET (B) T=10 S POUR LA PEINTURE A. (C) T=1 S ET (D) T=10 S POUR LA PEINTI
B
FICURE 62 · PHOTOCRAPHIES DES ÉCHANTILLONS AU COURS DU TEST À UNE DENSITÉ DE ELUX DE CHALEI
THORE 02. THOTOGRATIMES DESIDENTIAL AND THE ACCOUNT A COURT ACTION AND THE DEFICE DE THORE DE CHARLES DE 150 μ W/M2 (A) T-120 C ET (D) T- 300 C DOUD I A DEINTUDE A (C) T-120 C ET (D) T-300 C DOUD I
DE 150 K W/M ² , (A) $1-120$ S E1 (B) $1-500$ S FOUR LA FEINTURE A, (C) $1-120$ S E1 (D) $1-500$ S FOUR L DEINTUDE R
FEINIURE D
FIGURE 05 : IMAGES IN DESECHANTILLONS AU COURS DU TEST A UNE DENSITE DE FLUX DE CHALEUR DE . xW/h/2 (4) $= 120$ g $= (p) = 1780$ g poup 4 è pentrupe A : (g) $= 120$ g $= (p) = 1010$ g poup 4 è
KW/M ² , (A) T=120 S ET (B) T=1780 S POUR LA PEINTURE A ; (C) T=120 S ET (D) T=1010 S POUR LA
FIGURE 64 : PHOTOGRAPHIES DE LA ZONE D'IMPACT AU COURS DU TEST A UNE DENSITE DE FLUX DE CHAI
DE 150 KW/M ² DE LA PEINTURE A (A) T=1780 S, (B) T=2700 S ET C) 1 S AVANT LA FIN DU TEST
FIGURE 65 : PHOTOGRAPHIES DE LA ZONE D'IMPACT AU COURS TEST À UNE DENSITÉ DE FLUX DE CHALEU
150 kW/m² de la peinture B (a) t=1010 s , (b) t=2700 s et (c) 1 s avant la fin du test
FIGURE 66 : ASPECTS DES ÉCHANTILLONS À LA FIN DE L'ESSAI À 150 KW/M ² , (A) PEINTURE A, (B) PEINTUR
FIGURE 67 : POINTS DE MESURES DE L'ÉPAISSEUR
FIGURE 68 : PROFILS DE TEMPÉRATURE AU CENTRE DE LA FACE NON-EXPOSÉE DES PLAQUES D'ACIER NON
REVÊTUE ET REVÊTUE À 200 KW/M ² EN FONCTION DU TEMPS
FIGURE 69 : ASPECTS DES REVÊTEMENTS AU COURS DU TEST À 200 KW/M ² à t=1 s et t=10 s (a) et (b)
PEINTURE A, (C) ET (D) PEINTURE B
FIGURE 70 : REVÊTEMENT B AVANT (A) ET APRÈS (B) L'EXPLOSION DE LA PREMIÈRE COUCHE
FIGURE 71 : ASPECT DES COUCHES À 200 KW/M ² À T=600 S (A) CAMÉRA THERMIQUE ET (B) CAMÉRA NOR
PEINTURE A, (C) CAMÉRA THERMIQUE ET (D) CAMÉRA NORMALE PEINTURE B
FIGURE 72 : IMAGES IR DES ÉCHANTILLONS 1 S AVANT LA FIN DE L'ESSAI À 200 KW/M ² . (A) PEINTURE A.
PEINTURE B.
FIGURE 73 · ASPECTS DES ÉCHANTILLONS À LA FIN DE L'ESSAL À 200 KW/M ² (A) PEINTURE A. (B) PEINTU
FICULTE 74 · PROFILS DE TEMPÉRATURE AU CENTRE DE LA FACE NON-EVROSÉE DES DI AQUES D'ACIER NON
FIGURE 74. I ROFILS DE TEMITERATURE AU CENTRE DE LA FACE NON-LATOSEE DES FLAQUES D'ACIER NOI devêthe et devêthes λ 300 kW/m ² en conction du temds
EXAMPLE 1 DE 21 RE VETUES A JUUR XV/M EN FUNCTION DU LENFS
FIGURE 75. ASTEUIS DES KEVELENIENIS AU CUUKS DU IESI A SUU KW/M ² A 1=1 S EI A 1=10 S (A) EI (B) DEINTLIDE A (C) ET (D) DEINTLIDE B
FEINIURE A, (U) EI (U) FEINIURE D
FIGURE 70 : FEINTURE D A JUU K W/M ⁴ (A) ET (B) AVANT L'EXPLOSION DE LA PREMIERE COUCHE (C) ET (D
DEGAGEMENT DE FUMEES LORS DE L'EXPLOSION DE LA COUCHE
FIGURE 77 : PEINTURE B A 300 KW/M ² (A) DEVELOPPEMENT D'UNE NOUVELLE COUCHE APRES L'EXPLOSI
DE LA PRECEDENTE, (B) APRES EXPLOSION DE LA DERNIERE COUCHE
FIGURE 78: ASPECT DU CHAR DE LA PEINTURE À À 300 KW/M ² APRÈS 280 S DE TEST

FIGURE 79 : ÉVOLUTION DU CHAR DE LA PEINTURE À À LA SURFACE SOUS L'EFFET DE L'ÉROSION INDUIT PAR		
LE JET (A) À 900 S ET (B) 1200 S DE TEMPS D'ESSAI	154	
FIGURE 80 : ASPECT DU CHAR SOUS L'EFFET DE L'ÉROSION (A) AVANT ET (B) APRÈS PERCEMENT DU		
REVETEMENT À 1910 S POUR LA PEINTURE A À 300 KW/M ²	154	
FIGURE 81: ASPECT DES ÉCHANTILLONS À LA FIN DE L'ESSAI À 300 KW/M ² , (A) PEINTURE A, (B) PEINTU	RE B	
	155	
FIGURE 82 : MODÈLE AVEC (A) PEINTURE INTUMESCENTE, (B) PLAQUE D'ACIER	158	
FIGURE 83 : EXPANSION DE LA PEINTURE INTUMESCENTE B EN FONCTION DU TEMPS	163	
FIGURE 84 : COMPARAISON ENTRE LES PROFILS DE TEMPÉRATURE, OBTENUS NUMÉRIQUEMENT ET		
EXPÉRIMENTALEMENT AU CENTRE DE LA FACE NON-EXPOSÉE DE PLAQUES D'ACIER REVÊTUES AVI	EC LA	
PEINTURE B À 150 KW/m²	164	
FIGURE 85 : COMPARAISON ENTRE LES PROFILS DE TEMPÉRATURE, OBTENUS NUMÉRIQUEMENT ET		
EXPÉRIMENTALEMENT AU CENTRE DE LA FACE NON-EXPOSÉE DE PLAQUES D'ACIER REVÊTUES AVI	EC LA	
PEINTURE B À 200 KW/m²	165	
FIGURE 86: COMPARAISON ENTRE LES PROFILS DE TEMPÉRATURE, OBTENUS NUMÉRIQUEMENT ET		
EXPÉRIMENTALEMENT AU CENTRE DE LA FACE NON-EXPOSÉE DE PLAQUES D'ACIER REVÊTUES AVI	EC LA	
PEINTURE B À 300 KW/m²	166	

Liste des tableaux

TABLEAU 1: VALEURS DES PARAMÈTRES CARACTÉRISTIQUES DES FEUX DE NAPPE [70]	38
TABLEAU 2 : DENSITÉS TOTALES DE FLUX THERMIQUES, CONVECTIFS ET ÉCLAIREMENTS ÉNERGÉTIQUES	
PROVENANT DE JET FIRE D'HYDROCARBURES [70]	49
TABLEAU 3 : COMPARAISON ENTRE LES RÉSULTATS OBTENUS ENTRE ÉCHELLE RÉELLE ET L'ÉCHELLE	
RÉDUITE ADAPTÉ DE [127]	63
TABLEAU 4: PROPRIÉTÉS DES DIFFÉRENTS ISOLANTS	84
TABLEAU 5 : DIFFÉRENTES CONFIGURATIONS UTILISÉES	86
TABLEAU 6 : DÉBITS DE GAZ POUR DIFFÉRENTES DENSITÉS DE FLUX THERMIQUES	96
TABLEAU 7 : RÉCAPITULATIF DES DENSITÉS TOTALES DE FLUX THERMIQUES ET ÉCLAIREMENTS	
ÉNERGÉTIQUES	. 101
TABLEAU 8 : PROPRIÉTÉS THERMOPHYSIQUES DU BOITIER EN ACIER À TEMPÉRATURE AMBIANTE	.124
TABLEAU 9 : COEFFICIENTS H_FLAM	. 129
TABLEAU 10 : ÉMISSIVITÉ DE LA PLAQUE D'ACIER EN FACE EXPOSÉE	.130
TABLEAU 11 : TEMPÉRATURES ET ÉPAISSEURS POUR LES ÉCHANTILLONS A ET B AU COURS DES ESSAIS À 1	50
кW/м, 200 кW/м ² ет 300 кW/м ²	156

Références

- 1. Sainrat, A.; CHESNÉ, L. Essais normalisés de réaction au feu; 2005; Vol. 33.
- Bourbigot, S.; Bachelet, P.; Samyn, F.; Jimenez, M.; Duquesne, S. Intumescence as method for providing fire resistance to structural composites: Application to poly(ethylene terephtalate) foam sandwich-structured composite. *Compos. Interfaces* 2013, 20 (4), 269-277. https://doi.org/10.1080/15685543.2013.793586.
- Jimenez, M.; Bellayer, S.; Naik, A.; Bachelet, P.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Topcoats versus Durability of an Intumescent Coating. *Ind. Eng. Chem. Res.* 2016, 55 (36), 9625 -9632. https://doi.org/10.1021/acs.iecr.6b02484.
- Schuhler, E. Dégradation des matériaux composites sous l'effet d'une flamme, application à la réaction aux feux des composites utilisés pour les transports et l 'énergie., Université de Normandie, 2019.
- Tranchard, P.; Samyn, F.; Duquesne, S.; Thomas, M.; Estèbe, B.; Montès, J. L.; Bourbigot, S. Fire behaviour of carbon fibre epoxy composite for aircraft: Novel test bench and experimental study. *J. Fire Sci.* 2015, *33* (3), 247-266. https://doi.org/10.1177/0734904115584093.
- 6. Gardelle, B. Development and Resistance To Fire of Intumescent Silicone Based Coating - Fire Protection of Steel in Simulated Fire, Université de Lille 1, 2014.
- Dahle, I.; Dybvig, G.; Ersdal, G.; Guldbrandsen, T.; Hanson, B.; Tharaldsen, J.; Wiig,
 A. Major accidents and their consequences for risk regulation. *Adv. Safety, Reliab. Risk Manag.* 2012, 33-41. https://doi.org/10.1201/b11433-8.
- 8. Babrauskas, V. *Ignition book*; 2003.
- Babrauskas, V. Specimen heat fluxes for bench-scale heat release rate testing. *Fire Mater.* 1995, *19* (6), 243-252. https://doi.org/10.1002/fam.810190602.
- Paul, K. T.; Christian, S. D. Standard Flaming Ignition Sources for Upholstered Composites, Furniture and Bed Assembly Tests. *J. Fire Sci.* 1987, *5* (3), 178-211. https://doi.org/10.1177/073490418700500304.
- 11. Miles, L.; Bhat, G. R.; Sun, R. L.; Yeh, K.; Spivak, S. M. Extinguishability of flammable textiles. II. Effects of ambient oxygen concentration. *Consum. Prod.*

Flammabl. 1976, 3, 69-78.

- 12. Theobald, C. R. The Critical Distance for Ignition From Some Items of Furniture. *iafss.org* **1968**.
- Babrauskas, V. Will the second item ignite? *Fire Saf. J.* 1981, 4 (4), 281-292. https://doi.org/10.1016/0379-7112(81)90031-X.
- 14. Chavez, J. M. An experimental investigation of internally ignited fires in nuclear power plant control cabinets: Part 1: Cabinet effects tests; 1987.
- 15. Chavez, J. M.; Nowlen, S. P. An experimental investigation of internally ignited fires in nuclear power plant control cabinets: Part 2, Room effects tests; United States, 1988.
- Coutin, M.; Plumecocq, W.; Melis, S.; Audouin, L. Energy balance in a confined fire compartment to assess the heat release rate of an electrical cabinet fire. *Fire Saf. J.* 2012, *52*, 34-45. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.05.002.
- Coutin, M. C. Phenomenological description of actual electrical cabinet fires in a free atmosphere. In *11th Int. Fire Science and Engineering Conference, Interflam*; 2007; p 725–730.
- 18. Coutin, M.; Such, J.; Piller, M. Etude expérimentale du rayonnement thermique induit par un feu d'armoire électrique; 2007.
- Mangs, J.; Keski-Rahkonen, O. Full scale fire experiments on electronic cabinets II; 1996.
- Mangs, J.; Paananen, J.; Keski-Rahkonen, O. Calorimetric fire experiments on electronic cabinets. *Fire Saf. J.* 2003, *38* (2), 165-186. https://doi.org/10.1016/S0379-7112(02)00055-3.
- Avidor, E.; Joglar-Billoch, F. J.; Mowrer, F. W.; Modarres, M. Hazard assessment of fire in electrical cabinets. *Nucl. Technol.* 2003, *144* (3), 337-357. https://doi.org/10.13182/NT03-A3449.
- Meinier, R.; Sonnier, R.; Zavaleta, P.; Suard, S.; Ferry, L. Fire behavior of halogen-free flame retardant electrical cables with the cone calorimeter. *J. Hazard. Mater.* 2018, *342*, 306-316. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2017.08.027.
- 23. McGrattan, K.; Lock, A.; Marsh, N.; Nyden, M.; Bareham, S.; Price, M. Cable Heat

Release, Ignition, and Spread in Tray Installations During Fire (CHRISTIFIRE) Phase 1 Horizontal Trays; 2012; Vol. 17.

- 24. Hirschler, M. M. Comparison of large-and small-scale heat release tests with electrical cables. *Fire Mater.* **1994**, *18* (2), 61-76. https://doi.org/10.1002/fam.810180202.
- 25. Barnes, M. A.; Briggs, P. J.; Hirschler, M. M.; Matheson, A. F.; O'Neill, T. J. A comparative study of the fire performance of halogenated and non-halogenated materials for cable applications. Part I tests on materials and insulated wires. *Fire Mater.* 1996, 20 (1), 1-16. https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1018(199601)20:1<1::AID-FAM553>3.0.CO;2-W.
- Grayson, S. J.; Van Hees, P.; Green, A. M.; Breulet, H.; Vercellotti, U. Assessing the fire performance of electric cables (FIPEC). *Fire Mater.* 2001, 25 (2), 49-60. https://doi.org/10.1002/fam.756.
- 27. Hirschler, M. M. Flame retardants and heat release: Review of data on individual polymers. *Fire Mater.* **2015**, *39* (3), 232-258. https://doi.org/10.1002/fam.2242.
- Elliot, P. J.; Whiteley, R. H. Cone calorimeter test for the measurement of flammability properties of insulated wire. *Polym. Degrad. Stab.* 1999, 64 (3), 577-584. https://doi.org/10.1016/S0141-3910(98)00135-9.
- Johnsson, E. L.; Yang, J. C. Motorcoach Tire Fires–Passenger Compartment Penetration, Tenability, Mitigation, and Material Performance. In *2nd International Conference on Fires in Vehicles – FIVE 2012*; Chicago, USA, 2012; p 59.
- 30. Watanabe, N.; Sugawa, O.; Suwa, T.; Ogawa, Y.; Hiramatsu, M.; Tomonori, H.; Miyamoto, H.; Okamoto, K.; Honma, M. Comparison of fire behaviors of an electricbattery-powered vehicle and gasoline-powered vehicle in a real-scale fire test. In 2nd International Conference on Fires in Vehicles – FIVE 2012; Chicago, USA, 2012; p 195-206.
- 31. Shintani, Y.; Kakae, N.; Harada, K.; Masuda, H.; Takahash, W. Experimental Investigation Of Burning Behavior Of Automobiles. *Fire Saf. Sci.* **2004**, *6*, 6b - 5--1.
- 32. Lönnermark, A.; Ingason, H. Large Scale Fire Tests in the Runehamar tunnel Gas temperature and radiation. In *International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires*;

2003; p 93-103.

- Lönnermark, A.; Ingason, H. Fire spread and flame length in large-scale tunnel fires.
 Fire Technol. 2006, 42 (4), 283-302. https://doi.org/10.1007/s10694-006-7508-7.
- Lyon, R. E. Fire-Safe Aircraft Cabin Materials. 1995, 618-638. https://doi.org/10.1021/bk-1995-0599.ch038.
- Keltner, N.; Gill, W.; Kent, L. Simulating Fuel Spill Fires Under The Wing Of An Aircraft. *Fire Saf. Sci.* 1994, *4*, 1017-1028. https://doi.org/10.3801/iafss.fss.4-1017.
- Morandini, F.; Perez-Ramirez, Y.; Tihay, V.; Santoni, P. A.; Barboni, T. Radiant, convective and heat release characterization of vegetation fire. *Int. J. Therm. Sci.* 2013, 70, 83-91. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.03.011.
- 37. Cohen, J. D. Preventing disaster: home ignitability in the wildland-urban interface. *J. For.* 2000, 98 (3), 15-21.
- Perminov, V. Mathematical Modeling of Crown Forest Fire Spread. *Open J. For.* 2012, 02 (01), 17-22. https://doi.org/10.4236/ojf.2012.21003.
- Packham, D. R.; Pompe, A. Radiation Temperatures of Forest Fires. *Aust. For. Res.* 1971, 5 (3), 1-8.
- 40. Grishin, A. Mathematical modeling of forest fires and new methods of fighting them. *Publ. house Tomsk state Univ.* **1988**.
- Law, M.; O'Brien, T. Fire Safe Structural Steel: A Design Guide. Am. Iron Steel Inst. 1979.
- 42. Hakkarainen, T. Post-Flashover Fires in Light and Heavy Timber Construction Compartments. J. Fire Sci. 2002, 20 (March). https://doi.org/10.1106/073490402024074.
- 43. Oleszkiewicz, I. Fire exposure to exterior walls and flame spread on combustible cladding. *Fire Technol.* **1990**, *26* (4), 357-375. https://doi.org/10.1007/BF01293079.
- 44. Heselden, A. J. M.; Smith, P. G.; Theobald, C. R. Fires in a large compartment containg structural steelwork. Detailed measurements of fire behavior. *Fire Saf. Sci.* 1966, 646, 1 -1.
- 45. Ondrus, J. Fire Hazards of Facades with Externally Applied Additional Thermal

Insulation Full Scale Experiments (LUTVDG TVBB-3021). Lund Univ. 1985, 3021.

- Ondrus, J.; Pettersson, O. Fire Hazards of Window-Frames of Plastics, Aluminium and Wood. Full-scale experiments-A Comparison (Report LUTVDG/TVBB--3037). *Lund Univ.* 1987.
- Hakkarainen, T.; Mikkola, E. Fire safety of facades Recent large scale tests. In *Cost Action E5 Workshop on Fire Safety of Medium-Rise Timber Frame Residential Buildings*; VTT Technical Research Centre of Finland, 1998; Vol. 179, p 139-150.
- Lee, B. Standard Room Fire Test Development at the National Bureau of Standards. *Fire Saf. Sci. Eng.* 2008, 29-29-16. https://doi.org/10.1520/stp35290s.
- 49. Söderbom, J. EUREFIC large scale tests according to ISO DIS 9705. Project 4 of the EUREFIC fire research programme. (SP REPORT 1991:27); 1991.
- 50. Hayashi, Y.; Hasemi, Y.; Nakamura, K.; Hokugo, A.; Hagiwara, I.; Motegi, T.;
 Wakamatsu, T. Full-Scale Burn Tests of Wooden Three-Story Apartment Building. *In VTT SYMPOSIUM*. VALTION TEKNILLINEN TUTKIMUSKESKUS 1998, p 100-126.
- 51. Duplantier, S.; Jolly, S.; Truchot, B.; Pecoult, C. Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeurs (DRA-76) Ω-8 Feu torche; 2014.
- 52. Gillet, M. Analyse de systèmes intumescents sous haut flux : modélisation et identification paramétrique, Université d'Angers, 2010.
- Venart, J. E. S. Boiling liquid expanding vapour explosions (BLEVE); Possible failure mechanisms and their consequences. *Inst. Chem. Eng. Symp. Ser.* 2000, N° 147, 121-137.
- Shield, S. R. A Model to Predict Radiant Heat and Blast Hazards from LPG BLEVEs. AIChE Symp. Ser. 1993, 89, 140-149.
- Abbasi, T.; Abbasi, S. A. The boiling liquid expanding vapour explosion (BLEVE): Mechanism, consequence assessment, management. *J. Hazard. Mater.* 2007, *141* (3), 489-519. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2006.09.056.
- 56. Champassith, A.; Liquid, B.; Vapour, E. BLEVE Méthodes de modélisation des effets.
 2014, 33 (0), 0-27.

- Eckhoff, R. K. Boiling Liquid Expanding Vapor Explosions (BLEVEs). *Explos. Hazards Process Ind.* 2016, 151-184. https://doi.org/10.1016/b978-0-12-803273-2.00003-7.
- 58. Marchand, S. Le phénomène de BLEVE. Tech. l'ingénieur 2009, 33 (0).
- Heudier, L.; Prouste, C. Le BLEVE, phénoménologie et modélisation des efftes Omega
 5; Verneuil-en-Halatte (60), 2017.
- Davidy, A. CFD Simulation and Mitigation with Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion (BLEVE) Caused by Jet Fire. *ChemEngineering* 2018, *3* (1), 1. https://doi.org/10.3390/chemengineering3010001.
- 61. Shield, S. The Modeling of BLEVE Fireball Transients, major Hazards onshore and offshore II. In *IchemE Symposium*; 1995.
- Ciret, J. Investigation of Intumescent Coatings for Fire Protection Application to Jet-Fire, Université Lille I Sciences et Technologies, 2010.
- CCPS; Wiley-AIChE; Hoboken; NJ. Guidelines for Vapor Cloud Explosion, Pressure Vessel Burst, BLEVE, and Flash Fire Hazards, Second Edition. *Guidel. Vap. Cloud Explos. Press. Vessel Burst, BLEVE, Flash Fire Hazards, Second Ed.* 2010. https://doi.org/10.1002/9780470640449.
- Roberts, T.; Gosse, A.; Hawksworth, S. Thermal radiation from fireballs on failure of liquefied petroleum gas storage vessels. *Process Saf. Environ. Prot. Trans. Inst. Chem. Eng. Part B* 2000, 78 (3), 184-192. https://doi.org/10.1205/095758200530628.
- 65. Johnson, D. M.; Pritchad, M. J. Large scale experimental study of Boiling Liquid Expanding Vapour Explosions (BLEVEs). In *Gastech 90, International LNG/LPG Conference & Exhibition*; 1990.
- Crawley, F. K. Effects of the Ignition of a Major Fuel Spillage. *EFCE Publ. Ser.* (*European Fed. Chem. Eng.* 1982, N° 25, 125-145.
- Rew, P. J.; Hulbert, W. G.; Deaves, D. M. Modelling of thermal radiation from external hydrocarbon pool fires. *Process Saf. Environ. Prot.* 1997, 75 (2), 81-89. https://doi.org/10.1205/095758297528841.
- 68. Johnson, A. D. A Model for predicting thermal radiation hazards from large-scale LNG pool fires. In *Institution of Chemical Engineers Symposium Series*; Hemsphere

Publishing Corporation, 1992; p 507-524.

- Assael, M. J.; Kakosimos, K. E. Fires, explosions, and toxic gas dispersions: Effects calculation and risk analysis. *Fires, Explos. Toxic Gas Dispersions Eff. Calc. Risk Anal.* 2010, 1-334. https://doi.org/10.1201/9781439826768.
- Roberts, T. A.; Buckland, I.; Shirvill, L. C.; Lowesmith, B. J.; Salater, P. Design and protection of pressure systems to withstand severe fires. *Process Saf. Environ. Prot.* 2004, 82 (2 B), 89-96. https://doi.org/10.1205/095758204322972735.
- 71. Shokri, M.; Beyler, C. L. Radiation from Large Pool Fires. *J. Fire Prot. Eng.* 2007, *1* (4), 141-149. https://doi.org/10.1177/104239158900100404.
- Modak, A. T. Thermal radiation from pool fires. *Combust. Flame* 1977, 29 (C), 177-192. https://doi.org/10.1016/0010-2180(77)90106-7.
- Pula, R.; Khan, F. I.; Veitch, B.; Amyotte, P. R. Revised fire consequence models for offshore quantitative risk assessment. *J. Loss Prev. Process Ind.* 2005, *18* (4-6), 443-454. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2005.07.014.
- Modak, A. T. The burning of large pool fires. *Fire Saf. J.* 1981, *3* (3), 177-184. https://doi.org/10.1016/0379-7112(81)90042-4.
- 75. Bradley, D.; Gaskell, P. H.; Gu, X.; Palacios, A. Jet flame heights, lift-off distances, and mean flame surface density for extensive ranges of fuels and flow rates. *Combust. Flame* 2016, *164*, 400-409. https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2015.09.009.
- Palacios, A.; Casal, J. Assessment of the shape of vertical jet fires. *Fuel* 2011, 90 (2), 824-833. https://doi.org/10.1016/j.fuel.2010.09.048.
- Kozanoglu, B.; Zárate, L.; Gómez-Mares, M.; Casal, J. Convective heat transfer around vertical jet fires: An experimental study. *J. Hazard. Mater.* 2011, *197*, 104-108. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2011.09.057.
- 78. Lowesmith, B. J.; Hankinson, G.; Acton, M. R.; Chamberlain, G. An overview of the nature of hydrocarbon jet fire hazards in the oil and gas industry and a simplified approach to assessing the hazards. *Process Saf. Environ. Prot.* 2007, 85 (3 B), 207-220. https://doi.org/10.1205/psep06038.
- 79. Gómez-Mares, M.; Muñoz, M.; Casal, J. Radiant heat from propane jet fires. *Exp.*

Therm. Fluid Sci. 2010, 34 (3), 323-329.

https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2009.10.024.

- Palacios, A.; Casal, J. The behaviour of vertical jet fires under sonic and subsonic regimes. *Chem. Eng. Trans.* 2010, *19*, 183-188. https://doi.org/10.3303/CET1019030.
- Jang, C. B.; Choi, S. W.; Baek, J. B. CFD modeling and fire damage analysis of jet fire on hydrogen pipeline in a pipe rack structure. *Int. J. Hydrogen Energy* 2015, 40 (45), 15760-15772. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.09.070.
- Sun, L.; Yan, H.; Liu, S.; Bai, Y. Load characteristics in process modules of offshore platforms under jet fire: The numerical study. *J. Loss Prev. Process Ind.* 2017, 47, 29-40. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2017.02.018.
- 83. Zhou, K.; Liu, J.; Jiang, J. Prediction of radiant heat flux from horizontal propane jet fire. *Appl. Therm. Eng.* 2016, *106*, 634-639. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.06.063.
- 84. Gómez-Mares, M.; Zárate, L.; Casal, J. Jet fires and the domino effect. *Fire Saf. J.*2008, 43 (8), 583-588. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2008.01.002.
- Wen, J. X.; Huang, L. Y. CFD modelling of confined jet fires under ventilationcontrolled conditions. *Fire Saf. J.* 2000, *34* (1), 1-24. https://doi.org/10.1016/S0379-7112(99)00052-1.
- Wang, C. J.; Wen, J. X.; Chen, Z. B.; Dembele, S. Predicting radiative characteristics of hydrogen and hydrogen/methane jet fires using FireFOAM. *Int. J. Hydrogen Energy* 2014, 39 (35), 20560-20569. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2014.04.062.
- 87. Cleaver, R. P.; Cumber, P. S.; Fairweather, M. Predictions of free jet fires from high pressure, sonic releases. *Combust. Flame* 2003, *132* (3), 463-474. https://doi.org/10.1016/S0010-2180(02)00491-1.
- Hankinson, G.; Lowesmith, B. J. A consideration of methods of determining the radiative characteristics of jet fires. *Combust. Flame* 2012, *159* (3), 1165-1177. https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2011.09.004.
- Molkov, V.; Saffers, J. B. Hydrogen jet flames. *Int. J. Hydrogen Energy* 2013, *38* (19), 8141-8158. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.08.106.

- Studer, E.; Jamois, D.; Jallais, S.; Leroy, G.; Hebrard, J.; Blanchetière, V. Properties of large-scale methane/hydrogen jet fires. *Int. J. Hydrogen Energy* 2009, *34* (23), 9611-9619. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2009.09.024.
- Brennan, S. L.; Makarov, D. V.; Molkov, V. LES of high pressure hydrogen jet fire. J. Loss Prev. Process Ind. 2009, 22 (3), 353-359. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2008.12.007.
- Liu, S.; Hu, L. An experimental study on flame envelope morphologic characteristics of downward-orientated buoyant turbulent jet fires. *Proc. Combust. Inst.* 2019, *37* (3), 3935-3942. https://doi.org/10.1016/j.proci.2018.07.109.
- Huang, Y.; Li, Y.; Dong, B. Radiant Heat Flux Profile of Horizontally Oriented Rectangular Source Fuel Jet Fires. *Ind. Eng. Chem. Res.* 2018, *57* (3), 1078-1088. https://doi.org/10.1021/acs.iecr.7b03977.
- Jang, C. B.; Jung, S. Numerical computation of a large-scale jet fire of high-pressure hydrogen in process plant. *Energy Sci. Eng.* 2016, *4* (6), 406-417. https://doi.org/10.1002/ese3.143.
- 95. Wighus, R.; Drangsholt, G. Impinging jet fire experiments-propane 14 MW laboratory tests; 1993.
- 96. Delichatsios, M. A. Air entrainment into buoyant jet flames and pool fires. *Combust. Flame* 1987, 70 (1), 33-46. https://doi.org/10.1016/0010-2180(87)90157-X.
- Zhang, X.; Hu, L.; Zhang, X.; Tang, F.; Jiang, Y.; Lin, Y. Flame projection distance of horizontally oriented buoyant turbulent rectangular jet fires. *Combust. Flame* 2017, *176*, 370-376. https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2016.10.016.
- Proust, C.; Jamois, D.; Studer, E. High pressure hydrogen fires. *Int. J. Hydrogen Energy* 2011, *36* (3), 2367-2373. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2010.04.055.
- 99. Cumber, P. S.; Fairweather, M. Evaluation of flame emission models combined with the discrete transfer method for combustion system simulation. *Int. J. Heat Mass Transf.* 2005, 48 (25-26), 5221-5239. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.07.032.
- 100. Laboureur, D. M.; Gopalaswami, N.; Zhang, B.; Liu, Y.; Mannan, M. S. Experimental

study on propane jet fire hazards: Assessment of the main geometrical features of horizontal jet flames. *J. Loss Prev. Process Ind.* **2016**, *41*, 355-364. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2016.02.013.

- 101. Wighus, R.; Shirvill, L. C. A test method for jet fire exposure; SINTEF, 1993.
- 102. Zhang, B.; Liu, Y.; Laboureur, D.; Mannan, M. S. Experimental Study on Propane Jet Fire Hazards: Thermal Radiation. *Ind. Eng. Chem. Res.* 2015, 54 (37), 9251-9256. https://doi.org/10.1021/acs.iecr.5b02064.
- 103. Palacios, A.; Muñoz, M.; Darbra, R. M.; Casal, J. Thermal radiation from vertical jet fires. *Fire Saf. J.* 2012, *51*, 93-101. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.03.006.
- Auguin, G.; Drean, V.; Guillaume, E.; Joyeux, D. Numerical Model of a Jet-Fire Facility for Fire Resistance Passive Protection Assessments. 2016.
- Bagster, D. F.; Schubach, S. A. The prediction of jet-fire dimensions. J. Loss Prev. Process Ind. 1996, 9 (3), 241-245. https://doi.org/10.1016/0950-4230(96)00013-7.
- Cowley, L. T.; Johnson, A. D. Oil and gas fires: characteristics and impact, OTI 92596. *Heal. Saf. Exec.* 1992.
- Drysdale, D. An Introduction to Fire Dynamics: Third Edition. An Introd. to Fire Dyn. Third Ed. 2011, 1-551. https://doi.org/10.1002/9781119975465.
- Palacios, A.; Bradley, D.; Hu, L. Lift-off and blow-off of methane and propane subsonic vertical jet flames, with and without diluent air. *Fuel* 2016, *183*, 414-419. https://doi.org/10.1016/j.fuel.2016.06.073.
- 109. Zamejc, E. API Standard 521 new alternative method to evaluate fire relief for pressure relief device sizing and depressuring system design. *J. Loss Prev. Process Ind.* 2014, 27 (1), 21-31. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2013.10.016.
- Suris, A. L.; Flankin, E. V.; Shorin, S. N. Length of free diffusion flames. *Combust. Explos. Shock Waves* 1977, *13* (4), 459-462. https://doi.org/10.1007/BF00744792.
- Hawthorne, W. R.; Weddell, D. S.; Hottel, H. C. Mixing and combustion in turbulent gas jets. *Symp. Combust. Flame Explos. Phenom.* **1949**, *3* (1), 266-288. https://doi.org/10.1016/S1062-2896(49)80035-3.
- 112. McMurray, R. Flare Radiation Estimated. *Hydrocarb. Process.* 1982, 175-181.

- American Petroleum Institute. Guide for Pressure-Relieving and Depressuring Systems.
 Am. Pet. Inst. 1999.
- Brzustowski, T. A. A New Criterion for the Length of a Gaseous Turbulent Diffusion Flame. *Combust. Sci. Technol.* 1973, 6 (6), 313-319. https://doi.org/10.1080/00102207308952333.
- 115. Johnson, A. D.; Brightwell, H. M.; Carsley, A. J. Model for predicting the thermal radiation hazards from large-scale horizontally released natural gas jet fires. *Process Saf. Environ. Prot. Trans. Inst. Chem. Eng. Part B* 1994, 72 (3), 157-166.
- 116. Kalghatgi, G. T. Lift-off heights and visible lengths of vertical turbulent jet diffusion flames in still air. *Combust. Sci. Technol.* 1983, 41 (1-2), 17-29. https://doi.org/10.1080/00102208408923819.
- 117. Kalghatgi, G. T. The visible shape and size of a turbulent hydrocarbon jet diffusion flame in a cross-wind. *Combust. Flame* 1983, *52* (C), 91-106. https://doi.org/10.1016/0010-2180(83)90123-2.
- Cook, J.; Bahrami, Z.; Whitehouse, R. J. A comprehensive program for calculation of flame radiation levels. *J. Loss Prev. Process Ind.* **1990**, *3* (1), 150-155. https://doi.org/10.1016/0950-4230(90)85039-C.
- Cook, D. K.; Fairweather, M.; Hammonds, J.; Hughes, D. J. Size and Radiative Characteristics of Natural Gas Flares. Part I - Field Scale Experiments. *Chem. Eng. Res. Des.* 1987, 65 (4), 310-317.
- Brzustowski, T. A.; Gollahalli, S. R.; Sullivan, H. F. The Turbulent Hydrogen Diffusion Flame in a Cross-Wind. *Combust. Sci. Technol.* 1975, *11* (1-2), 29-33. https://doi.org/10.1080/00102207508946681.
- Chamberlain, G. A. Developments in Design Methods for Predicting Thermal Radiation From Flares. *Chem. Eng. Res. Des.* **1987**, 65 (4), 299-309.
- 122. Hustad, J. E.; Sonju, O. K. Heat Transfer to Pipes Submerged in Turbulent Jet Diffusion Flames. In *Heat Transfer in Radiating and Combusting Systems*; Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 1991; p 474-490. https://doi.org/10.1007/978-3-642-84637-3_30.

- 123. Saga Petroleum. Jet-fire explosion test for passive fire protection. *The design specification for the Snorre field*. 1987.
- 124. Shirvill, L. C. Efficacy of water spray protection against propane and butane jet fires impinging on LPG storage tanks. J. Loss Prev. Process Ind. 2004, 17 (2), 111-118. https://doi.org/10.1016/j.jlp.2003.10.004.
- 125. Bennett, J. F., Cowley, L. T., Davenport, J. N., & Rowson, J. J. Large scale natural gas and LPG jet fires final report to the CEC; 1991.
- 126. Jet Fire Test Working Group. Jet Fire Resistance Test of Passive Fire Protection Materials; 1995.
- Bourbigot, S.; Naik, A.; Bachelet, P.; Sarazin, J.; Tranchard, P.; Samyn, F.; Jimenez, M.; Duquesne, S. Latest developments in scale reduction for fire testing. 28th Annu. Conf. Recent Adv. Flame Retard. Polym. Mater. FLAME 2017 2017, June 2017.
- 128. Ciblac, T. Modélisations Analyse dimensionnelle et lois de similitude. **2010**, 1-10.
- Krajčír, M.; Müllerová, J. 3D Small-scale Fire Modeling Testing Preparation. *Procedia* Eng. 2017, 192, 480-485. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.06.083.
- 130. Buckingham, E. On physically similar systems; Illustrations of the use of dimensional equations. *Phys. Rev.* **1914**, *4* (4), 345-376. https://doi.org/10.1103/PhysRev.4.345.
- Mandel, J. Essais sur modèles réduits en mécanique des terrains. Etude des conditions de similitude. *Rev. d'industrie minérale* 1962, 9, 611-620.
- 132. Chatris, J. M.; Quintela, J.; Folch, J.; Planas, E.; Arnaldos, J.; Casal, J. Experimental study of burning rate in jet-fuel pool fires. *Combust. Flame* **2001**, *126* (01), 1373-1383.
- Li, Y. Z.; Hertzberg, T. Scaling of internal wall temperatures in enclosure fires. *J. Fire Sci.* 2015, *33* (2), 113-141. https://doi.org/10.1177/0734904114563482.
- Heskestad, C. Modeling of enclosure fires. *Symp. Combust.* 1973, *14* (1), 1021-1030.
 https://doi.org/10.1016/S0082-0784(73)80092-X.
- Perricone, J. A. Scale Modeling of the Transient Behavior of Wood Crib Fires in Enclosures, University of Maryland, 2005. https://doi.org/10.1017/CBO9781107415324.004.
- 136. Emori, R. I.; Saito, K. A Study of Scaling Laws in Pool and Crib Fires. Combust. Sci.

Technol. 1983, 31 (5-6), 217-231. https://doi.org/10.1080/00102208308923643.

- 137. Kuwana, K.; Sekimoto, K.; Saito, K.; Williams, F. A. Scaling fire whirls. *Fire Saf. J.*2008, 43 (4), 252-257. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2007.10.006.
- Quintiere, J. G. Fundamentals of Fire Phenomena; 2006. https://doi.org/10.1002/0470091150.
- Gallo, E.; Stöcklein, W.; Klack, P.; Schartel, B. Assessing the reaction to fire of cables by a new bench-scale method. *Fire Mater.* 2017, *41* (6), 768-778. https://doi.org/10.1002/fam.2417.
- Bourbigot, S.; Sarazin, J.; Bachelet, P.; Samyn, F.; Jimenez, M.; Duquesne, S. Scale reduction: How to play with fire? *15th Int. Conf. Exhib. Fire Mater. 2017* 2017, *1*, 137-144.
- 141. Krüger, S.; Gluth, G. J. G.; Watolla, M.-B.; Morys, M.; Häßler, D.; Schartel, B. Neue Wege: Reaktive Brandschutzbeschichtungen für Extrembedingungen. *Bautechnik* 2016, 93 (8), 531-542. https://doi.org/10.1002/bate.201600032.
- 142. Morys, M. Facing hellfire–Ceramifying coatings for extreme conditions. 2018.
- 143. Tuilerie, L.; Tel, F. Brûleurs Torche HP / ACM Puissance de 10 à 300KW. 33 (0), 0-1.
- 144. Roinard, H.; Micheli, F.; Reulet, P.; Millan, P. Transferts thermiques lors de l'interaction flamme paroi. In *Congrès Français de Thermique, SFT 2007*; Île des Embiez, 2007; p 1-6.
- 145. Borghi, R.; Champion, M. Modélisation et théorie des flammes; 2000.
- 146. Roinard, H.; Micheli, F.; Reulet, P.; Millan, P. Étude expérimentale d'une flamme de prémélange propane air en impact sur une plaque plane . 1-6.
- 147. Dong, L. L.; Cheung, C. S.; Leung, C. W. Heat transfer from an impinging premixed butane/air slot flame jet. *Int. J. Heat Mass Transf.* 2002, 45 (5), 979-992. https://doi.org/10.1016/S0017-9310(01)00215-0.
- 148. Viskanta, R. Nusselt-Reynolds Prize Paper Heat Transfer to Impinging Isothermal Gas and Flame Jets. *Exp. Therm. Fluid Sci.* **1993**, *6*, 111-134.
- 149. Carlomagno, G. M.; Ianiro, A. Thermo-fluid-dynamics of submerged jets impinging at short nozzle-to-plate distance: A review. *Exp. Therm. Fluid Sci.* **2014**, *58*, 15-35.

https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2014.06.010.

- Remie, M. J.; Särner, G.; Cremers, M. F. G.; Omrane, A.; Schreel, K. R. A. M.; Aldén, M.; de Goey, L. P. H. Extended heat-transfer relation for an impinging laminar flame jet to a flat plate. *Int. J. Heat Mass Transf.* 2008, *51* (7-8), 1854-1865. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.06.042.
- 151. Sibulkin, M. Heat transfer near the forward stagnation point of a body of revolution. J. *Aeronaut. Sci.* 1952, 19 (8), 570-571.
- 152. Donaldson, C. D.; Snedeker, R. S.; Margolis, D. P. A study of free jet impingement. part 2. free jet turbulent structure and impingement heat transfer. *J. Fluid Mech.* 1971, 45 (3), 477-512. https://doi.org/10.1017/S0022112071000156.
- 153. Gardon, R.; Cobonpue, J. Heat Transfer Between a Flat Plate and Jets of Air Impinging on It. In Intl. Developments in Heat Transfer, Int. Second International Heat Transfer Conf (ASME).; New York, 1962; p 454-460.
- 154. Lytle, D.; Webb, B. W. Secondary heat transfer maxima for air jet impingement at low nozzle-to-plate spacing. *Exp. Heat Transf. Fluid Mech. Thermodyn.* **1991**, 776-783.
- 155. Grenson, P.; Léon, O.; Reulet, P.; Aupoix, B. Investigation of an impinging heated jet for a small nozzle-to-plate distance and high Reynolds number: An extensive experimental approach. *Int. J. Heat Mass Transf.* 2016, *102*, 801-815. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.06.076.
- 156. Tummers, M. J.; Jacobse, J.; Voorbrood, S. G. J. Turbulent flow in the near field of a round impinging jet. *Int. J. Heat Mass Transf.* 2011, *54* (23-24), 4939-4948. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.07.007.
- 157. Schuhler, E.; Lecordier, B.; Yon, J.; Gobin, C.; Coppalle, A. Caractérisation par PIV de la couche limite d'un jet chaud impactant une paroi plane. **2018**.
- Frias, R.; Dynamics, C. F. Numerical Study of Propane-Air Mixture Combustion in a Burner Element C.E.L. Pinho. 2008, 276, 144-149. https://doi.org/10.1107/S1399004714007883.
- 159. Bentaleb, S. Etude du déclenchement de combustion de mélanges air-propane et airheptane par décharge mono-impulsionnelle nanoseconde, Université Paris Sud-Paris XI,

2012.

- Bjørge, J.; Metallinou, M.-M.; Kraaijeveld, A.; Log, T. Small Scale Hydrocarbon Fire Test Concept. *Technologies* 2017, 5 (4), 72. https://doi.org/10.3390/technologies5040072.
- Kao, Y.-H. Experimental Investigation of NexGen and Gas Burner for FAA Fire Test, University of Cincinnati, 2012.
- Masson, E. Etude expérimentale des champs dynamiques et scalaires de la combustion sans flamme, 2005.
- 163. Eriksson, L. Modeling and Control of TC SI and DI enignes. *Oil Gas Sci. Technol.*2008, 63 (1), 9-19. https://doi.org/10.2516/ogst.
- 164. Ingason, H.; Wickström, U. Measuring incident radiant heat flux using the plate thermometer. *Fire Saf. J.* 2007, 42 (2), 161-166. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.08.008.
- Eurocode C. E. N. Design of steel structures-Part 1-1: General rules and rules for buildings. *Eur. Comm. Stand.* 2005.
- EN 1993-1-2. Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-2: General rules -Structural fire design. *Br. Stand. Inst.* 2005, 2 (2005).
- 167. Băetu, G.; Gălățanu, T. F.; Băetu, S. A. Behavior of Steel Structures under Elevated Temperature. *Procedia Eng.* 2017, *181*, 265-272. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.02.388.
- Darbord, I. R.; Cedelle, J.; Wagner, D. Influence de différents paramètres métallurgiques sur la conductivité thermique des métaux. 2016.
- 169. Laurent, M. Conductivité thermique des solides. *Tech. l'ingénieur* **2012**, *33* (0), 30.
- 170. Portevin, A. La trempe des aciers et des alliages métalliques. *Rev. Métallurgie* 1922, *19* (12), 717-740. https://doi.org/10.1051/metal/192219120717.
- 171. Le Chatelier, H. La trempe de l'acier. *Rev. Métallurgie* 1917, *14* (9-10), 601-603. https://doi.org/10.1051/metal/191714090601.
- 172. Bensaada, S. Traitements thermiques, classification et designation des aciers et fontes www.univ-biskra.dz > enseignant > bensaada > Traitement thermique.

- 173. Martin, C.; Fauchais, P. Mesure par thermographie infrarouge de l'émissivité de matériaux bons conducteurs de la chaleur. Influence de l'état de surface, de l'oxdation et de la température. *Rev. Phys. Appliquée* 1980, *15* (9), 1469-1478. https://doi.org/10.1051/rphysap:019800015090146900.
- 174. Demont, P.; Nguyen, H. T.; Sacadura, J. F. Influence De L'Oxydation Et De La Rugosite Sur Les Caracteristiques Radiatives Des Aciers Inoxydables. In *Journal de Physique (Paris), Colloque*; 1981; Vol. 42. https://doi.org/10.1051/jphyscol:1981111.
- 175. Baqué, B.; Feyel, F.; Roos, A.; Errera, M.-P.; Laroche, E.; Donjat, D. Couplage aérothermo-mécanique pour l'interaction flamme-paroi. **2011**.
- Foat, T.; Yap, K. P.; Zhang, Y. The visualization and mapping of turbulent premixed impinging flames. *Combust. Flame* 2001, *125* (1-2), 839-851. https://doi.org/10.1016/S0010-2180(00)00238-8.
- 177. Zhang, Y.; Bray, K. N. C. Characterization of impinging jet flames. *Combust. Flame* 1999, *116* (4), 671-674. https://doi.org/10.1016/S0010-2180(98)00084-4.
- Roger W. Pryor, P. Multiphysics Modeling Using COMSOL®: A First Principles Approach. *System* 2009, 852.
- 179. Tranchard, P.; Samyn, F.; Duquesne, S.; Estèbe, B.; Bourbigot, S. Modelling behaviour of a carbon epoxy composite exposed to fire: Part ii-comparison with experimental results. *Materials (Basel)*. 2017, *10* (5). https://doi.org/10.3390/ma10050470.
- Lattimer, B.; Campbell, T. Fire modelling of composites. In *Solid Mechanics and its Applications*; Springer Netherlands: Dordrecht, 2006; Vol. 143, p 103-132. https://doi.org/10.1007/978-1-4020-5356-6-4.
- Lattimer, B. Y. Heat Fluxes from Fires to Surfaces. In SFPE Handbook of Fire Protection Engineering; 2002; p 2-269-2-296.
- 182. Nyazika, T. Conceptualization of fire barriers: fundamentals and experimental approach, Université de Lille, 2019.
- Blumm, J.; Lindemann, A.; Niedrig, B.; Campbell, R. Measurement of selected thermophysical properties of the NPL certified reference material stainless steel 310. *Int. J. Thermophys.* 2007, 28 (2), 674-682. https://doi.org/10.1007/s10765-007-0177-z.

- 184. Hoogendoorn, C. J. The effect of turbulence on heat transfer at a stagnation point. *Int. J. Heat Mass Transf.* 1977, 20 (12), 1333-1338. https://doi.org/10.1016/0017-9310(77)90029-1.
- 185. Akfirat, J. C.; Company, F. M. The role of turbulence in determining the heat-transfer characteristics of impinging jets. *Int. J. Heat Mass Transf.* **1965**, *8*, 1261-1272.
- 186. Kuntikana, P.; Prabhu, S. V. Isothermal air jet and premixed flame jet impingement: Heat transfer characterisation and comparison. *Int. J. Therm. Sci.* 2016, 100, 401-415. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2015.10.018.
- 187. Ruffio, E. Estimation de paramètres et de conditions limites thermiques en conduction instationnaire pour des matériaux anisotropes. Apport des algorithmes stochastiques à la conception optimale d'expérience, École nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique, 2011.
- Mouritz, A. P.; Gibson, A. G. A. G. Fire Properties of Polymer Composite Materials;
 2006; Vol. 143. https://doi.org/10.1007/978-1-4020-5356-6.
- 189. Tierney, M. J. Measurements of the total emissivities of oxidised steel surfaces. *Infrared Technol. Appl.* 1990, 1320 (October 1990), 257. https://doi.org/10.1117/12.22330.
- 190. Roudot, A.-C.; Chuard, M.; Mignot, J.; Rondot, D. Mesure des températures locales de surface. Rôle de la microtopographie. *Rev. Phys. Appliquée* 1986, 21 (3), 245-255. https://doi.org/10.1051/rphysap:01986002103024500.
- 191. Gardner, L.; Baddoo, N. R. Fire testing and design of stainless steel structures. J. Constr. Steel Res. 2006, 62 (6), 532-543. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.09.009.
- 192. Barber, D. J. HERA Fire Protection Manuals Sections 7 and 8, Passive/Active Fire Protection of Steel; Manukau City, 1996.
- Boulet, P.; Collin, A.; Parent, G. Heat transfer through a water spray curtain under the effect of a strong radiative source. *Fire Saf. J.* 2006, *41* (1), 15-30. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.07.007.
- 194. International organisation for standardization. ISO 13702:2015 Petroleum and natural gas industries -- Control and mitigation of fires and explosions on offshore production

installations -- Requirements and guidelines. Published 2015, 60.

- Seiner, J. A.; Ward, T. A. Fire protective coatings for structural steel. *Polym. Paint Colour J.* 1988, 178 (4207), 75-78.
- 196. Duquesne, S.; Magnet, S.; Jama, C.; Delobel, R. Intumescent paints: Fire protective coatings for metallic substrates. *Surf. Coatings Technol.* 2004, *180-181*, 302-307. https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2003.10.075.
- 197. Jimenez, M.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Characterization of the performance of an intumescent fire protective coating. *Surf. Coatings Technol.* 2006, 201 (3-4), 979-987. https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2006.01.026.
- 198. Vandersall, H. L. Intumescent coating systems, their development and chemistry. *J Fire Flammabl.* **1970**, *1*, 97-140.
- Camino, G.; Costa, L.; Martinasso, G. Intumescent Fire-retardant Systems. *Polym. Degrad. Stab.* 1989, 23, 359-376.
- 200. Bourbigot, S.; Gardelle, B.; Duquesne, S. Intumescent silicone-based coatings for the fire protection of carbon fiber reinforced composites. *Fire Saf. Sci.* 2014, *11*, 781-793. https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.11-781.
- 201. Jimenez, M.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Kinetic analysis of the thermal degradation of an epoxy-based intumescent coating. *Polym. Degrad. Stab.* 2009, 94 (3), 404-409. https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2008.11.021.
- 202. Jimenez, M.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Intumescent fire protective coating: Toward a better understanding of their mechanism of action. *Thermochim. Acta* 2006, 449 (1-2), 16-26. https://doi.org/10.1016/j.tca.2006.07.008.
- 203. Delobel, R.; Le Bras, M.; Ouassou, N.; Alistiqsa, F. Thermal Behaviours of Ammonium Polyphosphate-Pentaerythritol and Ammonium Pyrophosphate-Pentaerythritol Intumescent Additives in Polypropylene Formulations. *J. Fire Sci.* **1990**, 8 (2), 85-108. https://doi.org/10.1177/073490419000800202.
- Puri, R. G.; Khanna, A. S. Intumescent coatings: A review on recent progress. J. Coatings Technol. Res. 2017, 14 (1). https://doi.org/10.1007/s11998-016-9815-3.
- 205. Duquesne, S.; Delobel, R.; Le Bras, M.; Camino, G. A comparative study of the

mechanism of action of ammonium polyphosphate and expandable graphite in polyurethane. *Polym. Degrad. Stab.* **2002**, *77* (2), 333-344. https://doi.org/10.1016/S0141-3910(02)00069-1.

- 206. Nørgaard, K. P.; Dam-Johansen, K.; Català, P.; Kiil, S. Investigation of char strength and expansion properties of an intumescent coating exposed to rapid heating rates. *Prog. Org. Coatings* 2013, 76 (12), 1851-1857. https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2013.05.028.
- 207. Bhargava, A.; Griffin, G. J. A Two Dimensional Model of Heat Transfer Across Coating Subjected to an Impinging Flame. J. Fire Sci. 1999, 17 (June), 188-208. https://doi.org/10.1177/073490419901700304.
- Amir, N.; Ahmad, F.; Megat-Yusoff, P. S. M.; Jimenez, M.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Study on the fibre reinforced epoxy-based intumescent coating formulations and their char characteristics. *Thermochim. Acta* 2006, 449 (1-2), 1678-1687. https://doi.org/10.3923/jas.2011.1678.1687.
- 209. Jimenez, M.; Bellayer, S.; Revel, B.; Duquesne, S.; Bourbigot, S. Comprehensive study of the influence of different aging scenarios on the fire protective behavior of an epoxy based intumescent coating. *Ind. Eng. Chem. Res.* 2013, 52 (2), 729-743. https://doi.org/10.1021/ie302137g.
- 210. Spink, C. H. Differential Scanning Calorimetry. *Methods Cell Biol.* 2008, 84 (21), 115-141. https://doi.org/10.1016/S0091-679X(07)84005-2.
- 211. Rebizant, V.; Venet, A. S.; Tournilhac, F.; Girard-Reydet, E.; Navarro, C.; Pascault, J. P.; Leibler, L. Chemistry and mechanical properties of epoxy-based thermosets reinforced by reactive and nonreactive SBMX block copolymers. *Macromolecules* 2004, *37* (21), 8017-8027. https://doi.org/10.1021/ma0490754.
- Horold, S. Phosphorus flame retardants for composites. In *International SAMPE Technical Conference*; International SAMPE Technical Conference: Chicago, IL, USA, 1999; Vol. 31, p 188-197.
- 213. Carter, J. T.; Emmerson, G. T.; Lo Faro, C.; McGrail, P. T.; Moore, D. R. The development of a low temperature cure modified epoxy resin system for aerospace

composites. *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.* **2003**, *34* (1), 83-91. https://doi.org/10.1016/S1359-835X(02)00115-X.

- 214. Lee, H.; Neville, K.; Henry, L.; Neville, K. Handbook of epoxy resins; 1982.
- Bourbigot, S.; Le Bras, M.; Duquesne, S.; Rochery, M. Recent advances for intumescent polymers. *Macromol. Mater. Eng.* 2004, 289 (6), 499-511. https://doi.org/10.1002/mame.200400007.
- 216. Delobel, R.; Ouassou, N.; Le Bras, M.; Leroy, J. M. Fire retardance of polypropylene: Action of diammonium pyrophosphate-pentaerythritol intumescent mixture. *Polym. Degrad. Stab.* 1989, 23 (4), 349-357. https://doi.org/10.1016/0141-3910(89)90057-8.
- 217. Delobel, R.; Le Bras, M.; Ouassou, N.; Descressain, R. Fire retardance of polypropylene by diammonium pyrophosphate-pentaerythritol: Spectroscopic characterization of the protective coatings. *Polym. Degrad. Stab.* **1990**, *30* (1), 41-56. https://doi.org/10.1016/0141-3910(90)90116-O.
- Gao, M.; Wu, W.; Yan, Y. Thermal degradation and flame retardancy of epoxy resins containing intumescent flame retardant. *J. Therm. Anal. Calorim.* 2009, 95 (2), 605-608. https://doi.org/10.1007/s10973-008-9766-8.
- 219. Gu, J. wei; Zhang, G. cheng; Dong, S. lai; Zhang, Q. yu; Kong, J. Study on preparation and fire-retardant mechanism analysis of intumescent flame-retardant coatings. *Surf. Coatings Technol.* 2007, 201 (18), 7835-7841. https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2007.03.020.
- 220. Dunk, J. V. The advantages of an epoxy medium as the basis of a durable passive fire protection material. In *Offshore Passive Fire Protection Symposium by The Plastics and Rubber Institute Offshore Engineering Group*; London, 1987; p 10.
- 221. Mather, P. Fire protection gets passive, International Coatings Limited. In *International hydrocarbon*; United Kingdom, 2002; p 108-110.
- 222. Beyler, C. L.; Beitel, J. J.; Iwankiw, N.; Lattimer, B. Y.; Almand, K. H. *Fire resistance testing for performance-based fire design of buildings. Final Report*; 2007.
- 223. ISO 22899-1: Determination of the resistance to jet fires of passive fire protection materials-General requirements; 2007.

- 224. Ramaswamy, B.; Kawahara, M. Arbitrary Lagrangian–Eulerianc finite element method for unsteady, convective, incompressible viscous free surface fluid flow. *Int. J. Numer. Methods Fluids* **1987**, 7 (10), 1053-1075. https://doi.org/10.1002/fld.1650071005.
- 225. Bourbigot, S. Quantitative approach of intumescence by numerical simulation. In *Abstracts of Papers of the American Chemical Society*; Washington, D.C., 2012; Vol. 243, p 2-3.
- 226. Buckmaster, J.; Anderson, C.; Nachman, A. A model for intumescent paints. *Int. J. Eng. Sci.* 1986, 24 (3), 263-276. https://doi.org/10.1016/0020-7225(86)90084-4.
- Butler, K.; Baum, H.; Kashiwagi, T. Three-dimensional Modeling Of Intumescent Behavior In Fires. *Fire Saf. Sci.* 1997, *5*, 523-534. https://doi.org/10.3801/iafss.fss.5-523.
- 228. Duquesne, S.; Bourbigot, S.; Leroy, J. M. Modelling of heat transfer in intumescent material during combustion. In *ECCE2–Second European Congress of Chemical Engineering*; Montpellier, 1999.
- 229. Di Blasi, C.; Branca, C. Mathematical model for the nonsteady decomposition of intumescent coatings. *AIChE J.* 2001, 47 (10), 2359-2370. https://doi.org/10.1002/aic.690471020.
- 230. Staggs, J. E. J. Approximate solutions for the pyrolysis of char forming and filled polymers under thermally thick conditions. *Fire Mater.* 2000, 24 (6), 305-308. https://doi.org/10.1002/1099-1018(200011/12)24:6<305::AID-FAM749>3.0.CO;2-B.
- 231. Kandare, E.; Kandola, B. K.; Staggs, J. E. J. Global kinetics of thermal degradation of flame-retarded epoxy resin formulations. *Polym. Degrad. Stab.* 2007, *92* (10), 1778-1787. https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2007.07.011.
- 232. Di Blasi, C. Modeling the effects of high radiative heat fluxes on intumescent material decomposition. *J. Anal. Appl. Pyrolysis* 2004, *71* (2), 721-737. https://doi.org/10.1016/j.jaap.2003.10.003.
- Bourbigot, S.; Jimenez, M. Modeling Heat Barrier Efficiency of Flame Retarded Materials. In *Comsol Multiphysics Conference*; 2006; p 59-65.
- 234. Brian, P. L. T.; Lee, G. K. Use of point source models for the dispersion of releases of

finite size. J. Hazard. Mater. **1998**, 59 (2-3), 235-250. https://doi.org/10.1016/S0304-3894(97)00150-7.

- Gomez-Mares, M.; Tugnoli, A.; Landucci, G.; Barontini, F.; Cozzani, V. Behavior of intumescent epoxy resins in fireproofing applications. *J. Anal. Appl. Pyrolysis* 2012, 97, 99-108. https://doi.org/10.1016/j.jaap.2012.05.010.
- 236. Lucherini, A.; Maluk, C. Assessing the onset of swelling for thin intumescent coatings under a range of heating conditions. *Fire Saf. J.* 2019, *106* (January), 1-12. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.03.014.
- 237. Staggs, J. E. J. Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation. *Fire Saf. J.* 2010, 45 (4), 228-237. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2010.03.004.

Mesures à échelle réduite de paramètres pertinents issus de scénarios feu

Résumé: L'évaluation de la réaction et de la résistance au feu des matériaux est d'une importance capitale dans le cadre de la protection des biens et des personnes contre les incendies. Cette évaluation est réalisée généralement grâce à des essais normés qui sont longs et coûteux et qui nécessitent souvent des échantillons de grandes tailles. S'il existe dans la littérature plusieurs bancs d'essais qui permettent de reproduire à échelle réduite les conditions spécifiques de différents feux (feux électriques, feux de bâtiments...), les essais de matériaux exposés à des densités de flux de chaleur élevées et dans des conditions extrêmes issues de feux comme les BLEVE, les feux de nappes et les jet fires sont toujours réalisés à grande échelle. C'est pourquoi dans cette thèse, une approche à échelle réduite a été menée pour développer un banc d'essais, qui permet de tester le comportement au feu de matériaux et de faire un criblage rapide pour développer de nouveaux matériaux. Le banc d'essais développé, permet de reproduire à échelle réduite (laboratoire), dans des conditions parfaitement contrôlées, les contraintes thermiques issues de ces feux extrêmes. Ce banc unique doté d'équipements spécifiques avec une métrologie maîtrisée, permet aussi d'étudier les performances et les comportements de matériaux soumis à ces contraintes et de les discriminer. En considérant les densités de flux thermiques générés par ces feux extrêmes, les étapes de développement du banc d'essais, la calibration et la validation avec des essais sur plaque acier sont présentés. Le banc développé permet de reproduire des densités de flux de chaleur entre 100 et 300 kW/m² (voire au-delà). Pour étudier les performances et les comportements de matériaux autres que l'acier des essais ont été effectués sur des peintures intumescentes à base d'époxy. Les résultats obtenus sont présentés et discutés et des modèles numériques simples sont proposés dans ce travail. Ces modèles numériques permettent d'une part de déterminer et de quantifier les conditions limites, en face exposée et d'autre part de simuler les performances d'une peinture intumescente testée sur le banc d'essais.

Mots-clés: Réduction d'échelle, Scénarios feux extrêmes, Comportement au feu des matériaux, Banc d'essais, Revêtement intumescent, Modélisation et simulation

Smart measurements at the reduced scale mimicking fire scenarios

Abstract: The evaluation of the reaction and resistance to fire of materials is of prime importance for the protection of goods and people. This evaluation is usually carried out using standardized tests which are time-consuming, expensive, and often require large samples. In the literature, several bench-scale tests already exist that mimic specific fire scenarios such as electrical fires, building fires, etc... However, testing materials exposed to high heat fluxes or in other words in extreme conditions, from fires such as BLEVE, pool fires, and jet fires are usually carried out only at large scale. The objective of this Ph.D. work is to develop at a reduced scale, a bench to evaluate the fire behavior of materials, and to perform a rapid screening (high throughput approach) for the development of new materials. The test can reproduce at a laboratory scale and under perfectly controlled conditions, the thermal constraints resulting from extreme fires. This unique bench-scale test is equipped with well-controlled measuring instruments and it enables us to examine the fire behavior of materials subjected to high heat fluxes. Considering the high thermal fluxes generated by the extreme fires, the steps in developing the bench-scale test in terms of calibration and validation on a steel plate are presented. The test can reproduce heat fluxes between 100 and 300 kW/m² (and even beyond). To study the performance and behavior of materials other than steel, tests were performed on intumescent epoxybased paints. The obtained results are presented and discussed. Simple numerical models are also proposed in this work. These numerical models allow, on one hand, to identify and quantify the boundary conditions on the exposed side, and on the other hand to simulate the performance of an intumescent paint which has been tested on the bench-scale test.

Key words: Downscaling, Extreme fire scenarios, Fire behavior of materials, Bench-scale test, Intumescent coating, Modeling and simulation