

UNIVERSITE D'AIX-MARSEILLE

ECOLE DOCTORALE ED 353

Institut Universitaire des Systèmes Thermiques Industriels/UMR CNRS 7343

Thèse présentée pour obtenir le grade universitaire de docteur

Discipline : Energétique

Nathalie GIRAUD

Un modèle de réseau pour la propagation d'un incendie
dans une structure massivement multi-compartmentée

Soutenue le 01/04/2016 devant le jury :

Rapporteurs :

Thomas ROGAUME Professeur, Université de Poitiers

Paul-Antoine SANTONI, Professeur, Université de Corse

Examineurs :

Pascal BOULET, Professeur, Université de Lorraine

Yannick PIZZO, Docteur, Ingénieur de Recherche CNRS

Bernard PORTERIE, Professeur, Aix-Marseille Université (Directeur de thèse)

Invités :

Christine LALLEMAND, Docteur, Ingénieur de Recherche DGA Techniques Navales, Toulon

Jean-Claude LORAUD, Professeur, Aix-Marseille Université

Remerciements

Mes premiers remerciements vont aux Professeurs Thomas Rogauze et Paul-Antoine Santoni pour avoir bien voulu rapporter mon travail.

Un grand merci à Pascal Boulet, Professeur au LEMTA, pour m'avoir fait l'honneur de présider mon jury.

Je tiens à exprimer mes remerciements au Professeur Bernard Porterie, directeur de cette thèse. Sa culture scientifique, sa persévérance, sa rigueur ainsi que son soutien m'ont permis de mener à bien ce travail.

Merci à Christine Lallemand, Chef de service Ingénieurs / Chercheurs au sein de DGA Tn pour son aide ainsi que pour son soutien permanent.

Merci à l'ensemble de la DGA Tn et de l'équipe du LEMTA dirigée par Pascal Boulet, pour leur aide précieuse.

Un grand merci à toute mon équipe de recherche : mes compagnons de route, Ahmed pour sa grande sagesse, Maxime pour sa bonne humeur et Matthieu, pour toute son aide.

Un grand merci à Yannick pour m'avoir fait partager son expérience d'expérimentateur. ainsi qu'au Professeur Jean-Claude Loraud.

Mes remerciements vont aussi à ma famille et mes amis qui, avec cette question récurrente, « quand est-ce que tu la soutiens cette thèse ? », bien qu'angoissante en période fréquente de doutes, m'ont permis de ne jamais dévier de mon objectif final.

Plus particulièrement :

Aux anciens Jessica, Vincent et Damien, merci pour l'amitié que vous me portez depuis toutes ces années.

Un grand merci à Laurène, mon ami d'enfance qui a toujours été présente,

Merci à Marion, Brice, Guillaume et Laura, toujours présents, et à Chloé et Aurélie...

Merci à la famille Cloix, pour leur affection maintes fois renouvelée.

Enfin, je remercie mes parents, Chantal et Marcel qui m'ont toujours soutenu dans mes choix. Ainsi que mon frère Yoan qui dans cette grande agitation a su m'apporter tout son calme et sa sérénité. Leurs présences et leurs encouragements sont pour moi les piliers fondateurs de ce que je suis et de ce que je fais. Merci à vous !

Pour terminer, je remercie celui qui me soutient tous les jours Raphael, ton amour, ta patience et ta présence ont été essentiels durant cette thèse.

Avant-propos

Ce travail de thèse a été effectué dans le cadre d'une ANR MARINER, Maitrise du Risque Incendie et lutte anti-feu dans des grands Ensembles polydisperses multi-locaux sur Réseau.

Résumé

L'objectif de cette thèse est de modéliser en temps réel la propagation d'un incendie dans des ensembles comportant un grand nombre de locaux (navires, immeubles de grande hauteur, entrepôts, installations nucléaires, etc.). Un modèle semi-physique de réseau polydisperse amorphe prenant en compte les connexions à courte et longue distances entre sites, est proposé. Dans ce modèle, les phénomènes physiques liés au développement du feu dans un local et aux transmissions du feu entre locaux par les parois sont simulés par des lois normales de probabilité temporelles. Les durées moyennes de transmission par les parois sont déterminées à l'aide d'un modèle à zones prenant en compte les spécificités du local en feu (charge calorifique, volume du local, propriétés thermiques des parois). Des expérimentations spécifiques dans un caisson en acier, représentatif d'un local de la Marine Nationale, ont été conduites et ont permis de valider le modèle à zones. Un exemple détaillé du calcul par le modèle de réseau de la propagation d'un feu dans une maquette de navire à échelle un, composée de 143 locaux sur 7 ponts, est ensuite décrit et analysé pour différents scénarios. Une analyse de sensibilité utilisant un plan factoriel complet à deux niveaux permet de hiérarchiser les paramètres du modèle et d'étudier la sensibilité de la solution aux variations de ces paramètres. Une étude statistique est conduite afin d'établir une cartographie du risque incendie à bord du navire, permettant de classer les locaux selon leur propension à brûler ou à générer un feu de plus ou moins grande ampleur. Lors d'une étude exploratoire, la transmission du feu par les gaines de ventilation est simulée par une loi normale de probabilité où la durée moyenne de transmission est déterminée à l'aide d'un code à champ unidimensionnel. Après avoir validé ce code sur des mesures obtenues par DGA dans une conduite cylindrique différentiellement chauffée, l'influence de ce mode de transmission sur la propagation du feu dans le navire est analysée.

Abstract

This thesis work is devoted to the development of a semi-physical network model to predict real-time fire spread in polydisperse amorphous massively multi-compartmented spaces (e.g. naval vessels, high-rise buildings, warehouses, or nuclear plants). This model takes into account short-range and long-range connections between adjacent and remote network sites. The physical phenomena of fire ignition and flashover, and of fire transmissions through the walls are simulated using time-dependent normal probability distributions. Mean durations of transmission through the walls are determined by a two-zone model which takes into account the fuel load, the room size and the thermal properties of walls. Specific experiments were conducted in a steel room, representative of a naval vessel compartment, in order to validate the zone model. Then a proof of concept is developed by applying the network model to different fire scenarios in a full-scale vessel mockup composed of 143 compartments and 7 decks. A sensitivity analysis using a two-level full factorial design is performed to identify the most influential model parameters and to evaluate the sensitivity of the solution to variations of these parameters. A statistical study is conducted to produce fire risk maps, classifying the vessel compartments according to their propensity to burn or to generate more or less severe fires. Finally, a special emphasis is put on the fire transmission by the ventilation ducts. This phenomenon is simulated using a time-dependent normal probability distribution where the mean duration is determined by means of a one-dimensional CFD model. This model is first validated using data obtained by DGA in a differentially heated duct and second, the influence of fire transmission through ventilation duct on its propagation throughout the vessel is investigated.

SOMMAIRE

NOMENCLATURE	11
1. INTRODUCTION GENERALE	18
2. CONTEXTE DE L'ETUDE	20
3. DEVELOPPEMENT DU FEU A L'ECHELLE D'UN LOCAL	24
3.1 Phénoménologie	24
3.2 Spécificités des scénarios de feu dans le domaine naval militaire français	25
3.3 Modèles de feu	26
3.4 Présentation du modèle à zones CEIL®	35
3.4.1 Modélisation d'un système de ventilation	36
3.4.2 La modélisation physique	37
3.4.3 Paramètres et données d'entrée du code CEIL®	44
3.4.4 Résolution numérique	45
3.5 Dispositif expérimental	45
3.5.1 Structure du caisson	46
3.5.2 Système de ventilation	47
3.5.3 Système d'acquisition	49
3.5.4 Instrumentation	50
3.6 Validation du code CEIL®	52
3.6.1 Configuration d'essais	52
3.6.2 Comparaison des résultats du code CEIL® avec les résultats expérimentaux	53
4. PROPAGATION DU FEU A L'ECHELLE D'UN NAVIRE	58
4.1 Etude bibliographique des modèles de propagation dans les EMC	58
4.2 Présentation du modèle semi-physique de réseau	62
4.2.1 Hypothèses du modèle	63
4.2.2 Calcul des probabilités du modèle	64
4.2.3 Détermination des paramètres du modèle	67
4.2.4 Organigramme du modèle de réseau	72
5. APPLICATION SUR LE NAVIRE VIRTUEL	73
5.1 Cas d'étude	75
5.2 Découpage des locaux	76
5.3 Contexte 1	78
5.4 Contexte 2	83
5.4.1 Cas avec ventilation	83
5.4.2 Cas sans ventilation	86
5.5 Influence du pas de temps	87
6. ANALYSE DE SENSIBILITE	91
7. ETUDE STATISTIQUE : CARTOGRAPHIE	94

8.	PROPAGATION PAR LES GAINES	103
8.1	Ecoulement d'air dans une conduite différentiellement chauffée	106
8.1.1	Equations générales	106
8.1.2	Résolution numérique	108
8.1.3	Validation du modèle	114
8.2	Ecoulement de fumées chaudes dans une conduite	119
8.3	Durées moyennes de transmission du feu par les gaines	121
8.3.1	Configurations GT/GT et GT/GD	121
8.3.2	Configurations GD/GT et GD/GD	122
8.3.3	Influence de quelques données d'entrée	123
8.3.4	Durées moyennes de transmission pour un feu éclos dans le local 15 du bateau DGA Tn	125
8.4	Prise en compte des gaines dans le code de propagation du feu du bateau DGA Tn	127
9.	CONCLUSION ET PERSPECTIVES	138
	ANNEXE 1: CAS TESTS DE VALIDATION DU CODE SAFIR1D	142
	ANNEXE 2 : CALCUL DE LA CONDUCTION THERMIQUE DANS LA PAROI DE LA GAINÉ DE VENTILATION	147
	REFERENCES	152

NOMENCLATURE

A	aire de la section droite de la gaine de ventilation (m ²)
A_F	aire au sol du local (m ²)
A_o	aire de l'ouverture du local (m ²)
b	rayon du panache à l'interface zone chaude/zone froide (m)
c_p	chaleur spécifique à pression constante (J/kg/K)
C_{tl}	coefficient de contexte de feu dans le domaine naval militaire français
ΔH_c	chaleur de combustion (J/kg)
$\Delta h_{f,\alpha}^0$	enthalpie de formation de l'espèce α (J/kg)
E	énergie (J)
F	facteur de forme panache/zone froide
g	accélération de la pesanteur (m/s ²)
h	coefficient convectif (W/m ² /K), enthalpie (J/kg)
H_o	hauteur de l'ouverture du local (m)
$k\beta$	paramètre de la formule de Zabetakis et Burgess du débit de pyrolyse (1/m)
L	local
M	masse molaire du mélange gazeux, $M = 1/\sum_{\alpha=1}^N Y_{\alpha}/M_{\alpha}$
M_{α}	masse molaire de l'espèce α (kg/mol)
m	masse de combustible (kg)
\dot{m}	débit masse (kg/s)
N	nombre d'espèces du mélange gazeux
p	pression (Pa)
P	densité de probabilité, <i>pdf</i>
Pr	nombre de Prandtl
Q	taux de dégagement de chaleur (W)
R	constante universelle des gaz parfaits ($R = 8,3145\text{J/mol/K}$)
r_{foy}	rayon du combustible (m)
S_{foy}	surface du combustible (m ²)
s	rapport stœchiométrie
t	temps (s)
T	température, (K ou °C)
u	vitesse du gaz (m/s)
V	volume (m ³)
w_f	masse de combustible par mètre carré au sol du local (kg/m ²)
x_{hf}	hauteur du foyer (m)
Y_{α}	fraction massique de l'espèce gazeuse α
z	hauteur de flamme (m)
z_0	hauteur du point source du panache (m)
z_{cc}	position de l'interface zone chaude/zone froide (m)

Symboles grecs

α	constante d'entraînement des gaz dans le panache
χ	rendement de combustion

ε	émissivité
$\varphi_{\text{pertes_parois}}$	perte thermique aux parois (W)
λ	conductivité thermique (W/m/K)
μ	durée moyenne de la pdf (s), viscosité dynamique du gaz (kg/m/s)
ρ	masse volumique (kg/m ³)
φ	surface spécifique du combustible, (m ² /kg)
σ	écart type de la pdf (s), constante de Stefan-Boltzmann (W/m ² /K ⁴)

Exposants, Indices

1	local source ou en feu
2	local cible ou milieu extérieur
21	de l'extérieur vers le local par les ouvertures
12	du local vers l'extérieur par les ouvertures
433	isotherme 433 K
523	isotherme 523 K
v12	du local vers l'extérieur par la ventilation
v21	de l'extérieur vers le local par la ventilation
air	air
air_p	air entraîné dans le panache
amb	ambiant
cc	zone ou couche chaude
cf	zone ou couche froide
conv	convection
de	phase de décroissance du feu
ext	extérieur
fd	phase de feu pleinement développé
fo	flashover
foy	foyer
g	gaz
gb	gaz brûlés
ig	inflammation
igg	inflammation par la gaine
igh	inflammation horizontale
igv	inflammation verticale
lim	débit limite de pyrolyse
p	paroi
P	nœud central du volume scalaire
pan	panache
pyro	pyrolyse
ref	local de référence
nonref	locaux autres que les locaux de référence
th	transmission horizontale
the	théorique
tvh	transmission verticale vers le haut
tvb	transmission verticale vers le bas
tgd	transmission par la gaine débouchante
tgt	transmission par la gaine traversante
v	ventilation

w, e	faces du volume de contrôle scalaire
W, E	nœuds centraux des volumes scalaires voisins du nœud P
α	espèce chimique gazeuse
"	par unité de surface
.	par unité de temps
∞	bac de combustible de taille infinie

Acronymes

<i>EMC</i>	Ensemble Multi-Compartmenté
<i>GT</i>	Gaine Traversante
<i>GD</i>	Gaine Débouchante
<i>tos</i>	terminologie anglo-saxonne

LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Schéma d'une configuration type illustrant les modes de transmission du feu par les parois, les ouvertures et les gaines de ventilation.	23
Figure 2 : Phases d'un feu de compartiment. μf_0 et μf_d représentent les durées moyennes de flashover et de feu pleinement développé.	25
Figure 3 : Courbes de feux nominaux.	28
Figure 4 : Courbe de feu paramétrique issue de la norme EN1991-1-2 [54] avec un facteur d'ouverture de $0,04 \text{ m}^{1/2}$ et pour différentes charges de combustible, ici du PMMA.	30
Figure 5 : schémas du feu localisé (a) n'impactant pas le plafond et (b) impactant le plafond.	31
Figure 6 : Le modèle à une zone. L'indice 2 représente l'extérieur du local en feu.	33
Figure 7 : Modélisation géométrique et notations utilisées.	36
Figure 8 : Modélisation du panache et notations utilisées.	38
Figure 9 : Modèle à zones avec panache.	40
Figure 10 : Modèle à zones avec panache et sans panache.	44
Figure 11 : Vues générales du caisson feu de l'IUSTI.	46
Figure 12 : Ensemble des vues du caisson (dimensions en mm).....	47
Figure 13 : Réseau de ventilation mécanique du caisson feu.	48
Figure 14 : Gaines de ventilation pour l'admission et l'extraction d'air.	48
Figure 15 : Ouvertures de ventilation naturelle.	49
Figure 16 : Position des thermocouples sur les parois.	50
Figure 17 : Position des thermocouples à l'intérieur des locaux.	51
Figure 18 : Position des différentes instrumentations (fluxmètre, tubes de Pitot, analyseur de gaz et pression statique).....	51
Figure 19 : Evolutions au cours du temps des débits de pyrolyse expérimentaux pour les feux d'éthanol (a) et de PMMA (b).....	53
Figure 20 : Evolutions au cours du temps des débits de ventilation mesurés expérimentalement pour les feux d'éthanol (a) et de PMMA (b).....	54
Figure 21 : Feu d'éthanol : comparaison des évolutions temporelles prédites et mesurées des températures de la paroi OUEST (a), du plafond (b) et de la zone chaude (c), et évolution temporelle de la position de l'interface zone chaud/zone froide calculée par le code CEIL® (d).....	56
Figure 22 : Feu de PMMA : comparaison des évolutions temporelles prédites et mesurées des températures de la paroi OUEST (a), du plafond (b) et de la zone chaude (c), et évolution temporelle de la position de l'interface zone chaud/zone froide calculée par le code CEIL® (d).....	58
Figure 23: connectivités des locaux du réseau.	63
Figure 24 : Comparaison des courbes de feu pour un local de référence et un local de plus petit volume, $0,3V_{ref}$. L'origine des temps correspond ici à l'instant de l'inflammation du local.....	68
Figure 25 : Evolution temporelle du débit de pyrolyse en présence de flashover.....	70
Figure 26 : Organigramme du modèle de réseau. n représente le numéro du tirage statistique et t le temps courant.	73
Figure 27: Vue 3D du navire et vue 2D de chacun des ponts.	76
Figure 28: Découpage de la coursive 75 en 8 locaux « virtuels ».	77
Figure 29: Vue 2D du navire de chacun des ponts après découpage, les cloisons virtuelles sont représentées en rouge et les locaux ne contenant aucun combustible sont marqués d'une croix.	78
Figure 30: Contexte 1 : vue 3D du navire montrant, après 20, 40, 80 et 265 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).	82

<i>Figure 31 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : vue 3D du navire montrant, après 40, 100 et 136 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).</i>	86
<i>Figure 32 : Contexte 2 sans ventilation : vue 3D du navire montrant, après 12 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune) et les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge).</i>	87
<i>Figure 33: Probabilité qu'un local soit touché par le feu après 10, 20, ..., 60 minutes de propagation pour un pas de temps de 10 s (a), 5 s (b) et 1 s (c) dans le contexte 1. L'éclosion du feu a eu lieu dans le local 15.</i>	89
<i>Figure 34: Probabilité qu'un local soit touché par le feu après 10, 20, ..., 60 minutes de propagation pour un pas de temps de 10 s (a), 5 s (b) et 1 s (c) dans le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes. L'éclosion du feu a eu lieu dans le local 15.</i>	91
<i>Figure 35: Effets principaux.</i>	92
<i>Figure 36: Diagramme de Pareto.</i>	93
<i>Figure 37: Contexte 1 : représentation graphique du nombre moyen de fois où un local, parmi les 117 locaux sensibles, a été touché par le feu après 1 et 2 h de feu.</i>	96
<i>Figure 38: Contexte 1 : vue éclatée du navire représentant l'état des locaux sensibles après 1 h (a) et 2 h de feu (b). Les locaux représentés en bleu foncé correspondent aux locaux vides, sans combustible.</i>	98
<i>Figure 39: Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : représentation graphique du nombre moyen de fois où un local, parmi les 117 locaux sensibles, a été touché par le feu après 1 et 2 h de feu.</i>	99
<i>Figure 40: Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : vue éclatée du navire représentant l'état des locaux sensibles après 1 h (a) et 2 h de feu (b). Les locaux représentés en bleu foncé correspondent aux locaux vides, sans combustible.</i>	101
<i>Figure 41: Nombre moyen de locaux touchés au bout de 2 h en fonction du numéro du local d'éclosion dans le contexte 1 et le contexte 2 avec ventilation sur les dix premières minutes.</i>	102
<i>Figure 42 : Configurations gaine traversante (GT)/gaine traversante (GT) (a), gaine traversante (GT)/gaine débouchante (GD) (b), gaine débouchante (GD)/gaine traversante (GT) (c) et gaine débouchante (GD)/gaine débouchante (GD) (d).</i>	105
<i>Figure 43 : Volumes de contrôle associés à un nœud scalaire (en haut) et à un nœud de vitesse (en bas).</i>	108
<i>Figure 44 : Configuration et instrumentation du réseau de ventilation pour le cas test 3.</i>	115
<i>Figure 45 : Cas test 3 : écoulement d'air dans une gaine traversante différentiellement chauffée - Evolutions temporelles de la vitesse d'entrée et de la température du local feu pour les essais 1 à 4. Données : D =8 cm, e =2 mm.</i>	117
<i>Figure 46 : Cas test 3: écoulement d'air dans une gaine traversante différentiellement chauffée - Evolutions temporelles des températures du gaz et de paroi en face externe pour les essais 1 à 4. Données : D =8 cm, e =2 mm.</i>	118
<i>Figure 47 : Ecoulement de fumées chaudes dans une conduite - Evolutions temporelles des températures de gaz brûlés et de peau. Données : D =8 cm, e =2 mm.</i>	121
<i>Figure 48 : Longueurs caractéristiques de transmission du feu par les gaines en configurations GT/GT et GT/GD – Profil de feu et évolutions temporelles des isothermes 433 K pour la température de peau et 523K pour la température du gaz, ici de l'air. Données : D =8 cm, e =2 mm, U_{ext} = 10 m/s.</i>	122
<i>Figure 49 : Transmission du feu par les gaines en configurations GD/GT et GD/GD – Profil de feu et évolutions temporelles des isothermes 433K et 523K. Données : D = 8 cm, e =2 mm, U_{ext} = 10 m/s et f_{vsoot} =2×10⁻⁶.</i>	123

<i>Figure 50 : Longueurs caractéristiques de transmission du feu par les gaines en configurations GD/GT et GD/GD – Profil de feu dans le local 15 du bateau DGA Tn et évolutions temporelles des isothermes 433 K pour la température de peau et 523 K pour la température des fumées dans la conduite. Données : $D = 18 \text{ cm}$, $e = 2 \text{ mm}$, $U_{\text{ext}} = 16,374 \text{ m/s}$ et $f_{\text{vsoot}} = 2 \times 10^{-6}$.....</i>	<i>126</i>
<i>Figure 51 : Intégration des gaines de ventilation dans le navire.....</i>	<i>128</i>
<i>Figure 52 : Propagation par les gaines.....</i>	<i>129</i>
<i>Figure 53 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 18 cm de diamètre: vue 3D du navire montrant, après 12, 32 et 62 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).....</i>	<i>133</i>
<i>Figure 54 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 25 cm de diamètre: vue 3D du navire montrant, après 12, 44 et 62 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).....</i>	<i>135</i>
<i>Figure 55 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 18 cm de diamètre isolées par 2 cm de laine de roche: vue 3D du navire montrant, après 8, 34,60 et 82 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).....</i>	<i>137</i>
<i>Figure 56 : Cas test 1.....</i>	<i>142</i>
<i>Figure 57 : Géométrie et distribution du terme source pour le cas test 1.....</i>	<i>143</i>
<i>Figure 58 : Comparaison des solutions numérique et analytique pour le cas test 1.....</i>	<i>144</i>
<i>Figure 59 : Géométrie du cas test 2.....</i>	<i>145</i>
<i>Figure 60 : Comparaison des solutions numérique et analytique pour le cas test 2.....</i>	<i>146</i>
<i>Figure 61 : Volume de contrôle interne à la paroi.....</i>	<i>147</i>
<i>Figure 62 : Volume de contrôle sur la face interne de la paroi.....</i>	<i>148</i>
<i>Figure 63 : Volume de contrôle sur la face externe de la paroi.....</i>	<i>150</i>

LISTE DES TABLEAUX

<i>Tableau 1 : Contextes.....</i>	<i>25</i>
<i>Tableau 2 : Types de locaux susceptibles de propager le feu.....</i>	<i>26</i>
<i>Tableau 3 : Coefficients associés aux différents contextes et types de locaux.....</i>	<i>29</i>
<i>Tableau 4 : Paramètres et données d'entrée du code CEIL® pour les simulations des feux d'éthanol et de PMMA dans le caisson feu de l'IUSTI.....</i>	<i>55</i>
<i>Tableau 5 : Combustibles équivalents des locaux types de référence.....</i>	<i>74</i>
<i>Tableau 6 : Contexte 1 : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min). « IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond. Les cellules grisées correspondent aux premiers locaux touchés lors de la propagation du feu vers un pont supérieur. Par exemple, 32 min après éclosion, le feu saute du pont 4 au pont 5 par le local opérationnel 90, isolé latéralement, et 7 min plus tard s'y développe pleinement.....</i>	<i>80</i>
<i>Tableau 7 : Contexte 2 avec ventilation pendant 10 minutes : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min). « IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond. Les cellules grisées correspondent aux premiers locaux touchés lors de la propagation du feu vers un pont supérieur.....</i>	<i>84</i>
<i>Tableau 8 : Contexte 2 sans ventilation : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min). « IL » correspond à une isolation des</i>	

parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond. Les cellules grisées correspondent au premier local touché lors de la propagation du feu vers un pont supérieur..... 86

Tableau 9 : Paramètres ou facteurs de l'étude de sensibilité et plages de variations de ces paramètres. 92

Tableau 10 : Résultats de l'étude paramétrique donnant les positions des isothermes 433 et 523 K obtenus en faisant varier le diamètre de la conduite D, la vitesse d'extraction U_{ext} ou la fraction volumique de suie dans les fumées f_{vsoot}. Lorsque l'isotherme 433 K atteint l'extrémité de la conduite avant 1200 s, le temps correspondant est indiqué entre parenthèses..... 125

Tableau 11 : Propagation du feu avec le contexte 2 ventilé pendant 10 minutes avec les gaines. « IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond..... 131

1. INTRODUCTION GENERALE

La modélisation et la simulation des incendies en espace confiné est une thématique qui intéresse autant le monde de la défense que le monde civil. Des progrès considérables ont été accomplis dans ce domaine à partir d'approches réglementaires ou analytiques. Néanmoins, ces approches conventionnelles montrent leurs limites lorsque le feu se propage dans des ensembles polydispersés¹ amorphes² comportant un très grand nombre de locaux (par exemple, les bâtiments de la Marine Marchande ou de la Marine Nationale, les immeubles de grande hauteur, les ensembles résidentiels collectifs, les ensembles de bureaux, ou les entrepôts). Ces limites sont dues à différentes raisons : pertinence des modèles physiques utilisés, incapacité de ces modèles à décrire les effets de certains facteurs sur le comportement du feu ou ressources informatiques requises prohibitives.

L'objectif de ce travail est de proposer une approche basée sur un modèle semi-physique de réseau pour modéliser et simuler *en temps réel* la propagation d'un feu dans de telles infrastructures, ici en l'occurrence un navire militaire, en prenant en compte les transmissions du feu à courte et longue distances, c'est-à-dire entre locaux voisins adjacents ou distants, par les parois, les ouvertures et les gaines de ventilation.

Ce travail est organisé comme suit.

Dans le deuxième chapitre, nous présentons le contexte de l'étude et une revue bibliographique des travaux entrepris sur le sujet.

Dans le troisième chapitre, nous présentons la phénoménologie du feu à l'échelle d'un local et le modèle à zones CEIL® permettant de décrire son comportement. Le modèle à zones est ensuite validé par comparaison avec des résultats d'essais dans le caisson feu de l'IUSTI de 54 m³.

Le quatrième chapitre est consacré à la description de la propagation du feu à l'échelle du navire. Les principaux modèles de réseau existants sont décrits. On présente ensuite le modèle développé dans la présente étude. Il repose sur l'utilisation de fonctions de densité de probabilité (pdfs) d'inflammation d'un local, d'apparition d'un embrasement généralisé dans ce local et de transmission du feu entre locaux par les parois et les ouvertures. Ces pdfs utilisent des durées moyennes et des écarts-types déterminés, pour chacun des locaux du navire, par le modèle à

¹ Ensemble polydispersé : ensemble de locaux qui diffèrent par la taille et/ou la forme.

² Ensemble amorphe : ensemble dans lequel les locaux ne sont pas rangés de façon régulière.

zones en fonction du volume, de la charge calorifique et des propriétés thermiques des parois du local ainsi que des conditions de ventilation.

Dans le cinquième chapitre, les différents contextes et types de locaux rencontrés dans le domaine naval militaire sont présentés. Le modèle de réseau est appliqué à une maquette de navire à échelle un, conçu par DGA Tn, comprenant un grand nombre de locaux, pour plusieurs scénarios de feu. La stratégie utilisée pour le découpage des locaux de forme complexe en locaux de forme simple, appropriée au modèle à zones, est exposée.

Le chapitre six est dédié à une analyse de sensibilité dont le but est d'identifier et de hiérarchiser les paramètres influents du modèle de propagation. Une étude statistique est ensuite conduite dans le chapitre suivant afin d'établir une cartographie du risque incendie à l'échelle du navire.

Dans le chapitre sept, nous abordons le problème de la transmission du feu à un local, proche ou distant du local source, par les gaines de ventilation. Cette transmission peut se faire par conduction à travers la paroi de la gaine, remplie d'air ou de fumées chaudes, si celle-ci traverse le local en feu ou par convection si la gaine, remplie d'air ou de fumées chaudes, y débouche. Un modèle unidimensionnel, SAFIR1D, a été développé qui prend en compte toutes les configurations. La validation du modèle est réalisée par comparaison avec des résultats expérimentaux fournis par DGA Tn dans une conduite cylindrique différentiellement chauffée. Les durées moyennes de transmission par les gaines, données d'entrée du modèle de réseau, sont déterminées par le modèle SAFIR1D et l'influence de ce mode de transmission sur la propagation du feu dans la maquette de navire est discutée.

Le dernier chapitre conclut sur le travail effectué et propose des pistes d'amélioration du modèle de réseau afin de se rapprocher au mieux de situations réelles d'incendie dans des architectures possédant de nombreux locaux.

2. CONTEXTE DE L'ETUDE

La maîtrise du risque incendie dans des ensembles comportant un grand nombre de locaux (noté par la suite EMC pour Ensemble Multi-Compartmenté) est un problème majeur ayant des conséquences sur plusieurs enjeux essentiels, vis-à-vis des personnes, des biens, des structures, des activités et de l'environnement. La transmission du feu vers d'autres locaux peut se faire par les fumées au travers des ouvertures ou des gaines de ventilation, ou par les parois. De par leur opacité, leur toxicité, leur niveau de température et leur capacité à envahir l'espace, les fumées produites par l'incendie sont la principale cause de décès. On se préoccupe aussi des contraintes thermiques subies par les structures des ouvrages, les matériels et systèmes sensibles, ainsi que par les réseaux fonctionnels participant à la sécurité du bâtiment. A cela s'ajoute une exigence majeure, pour la défense, du maintien en conditions opérationnelles de l'infrastructure qu'une perte d'intégrité et son envahissement par les fumées pourraient compromettre. En matière de sécurité incendie, la protection et l'évacuation des personnes sont une priorité absolue. Tout doit être fait pour détecter rapidement et lutter efficacement contre l'incendie. Ce problème devient plus critique encore à bord d'un navire. Après l'incendie survenu en 1990 à bord du navire à passagers Scandinavian Star, des avancées notables ont été réalisées par l'Organisation Maritime Internationale au travers d'amendements de la Convention Internationale sur la sauvegarde de la vie humaine en mer (Convention SOLAS [1]) sur l'évacuation des personnes, l'inflammabilité et la combustibilité des matériaux, les systèmes d'évacuation des fumées et de lutte par aspersion d'eau. Pour les bâtiments militaires, l'incendie du l'USS STARK en 1987, consécutif à un impact de missile, a permis de dégager des enseignements sur la dangerosité des feux de matières pyrotechniques et sur l'importance d'une bonne organisation du désenfumage, du dimensionnement des protections thermiques, de l'emplacement des moyens de lutte, de l'optimisation des systèmes d'arrosage et du choix des matériaux structuraux. Néanmoins, des progrès restent encore à accomplir en matière de maîtrise du risque incendie et d'optimisation des moyens de lutte dans les grands ensembles. D'autant que l'on constate une complexification des architectures, une augmentation de la charge combustible et de la variété des matériaux pouvant influencer la propagation d'un incendie.

Cette problématique fait l'objet d'une attention particulière de la part de la communauté scientifique, comme en témoignent les nombreuses publications sur le sujet, mais aussi de la part des opérationnels (SDIS, Marins Pompiers, Sécurité Civile, Marine Nationale, etc.).

Traditionnellement, pour des configurations présentant un nombre limité de locaux, ce problème est abordé en utilisant soit une approche prescriptive ou réglementaire, soit une approche analytique, de type ingénierie de la sécurité incendie, le but étant non seulement de prévenir l'occurrence de l'incendie, mais surtout de proscrire l'accident majeur.

L'approche réglementaire permet de mettre en place des solutions types et élabore des dispositions à partir du retour d'expérience d'accidents survenus en France et dans le monde. Les feux sont souvent traduits par des courbes d'élévation de température au cours du temps comme celles définies dans l'EUROCODE 1 [2,3]. Cette norme expérimentale définit plusieurs courbes température/temps, dont la courbe ISO 834. Il convient de noter que d'une part, des études ont montré leur incapacité à reproduire une situation de feu réel [4] et, que d'autre part, ces courbes s'appliquent à des locaux dits de référence et ne prennent donc pas en compte des facteurs influents comme le volume du local en feu, la charge calorifique présente dans ce local ou les conditions de ventilation. Des tentatives de paramétrisation du feu par ces facteurs ont cependant été envisagées, mais elles nécessitent un grand nombre d'essais, ce qui explique qu'elles n'ont pas été reprises dans la norme. Quant aux éléments de construction, leur degré de résistance au feu peut être déterminé à partir de différentes méthodes : essais conventionnels en laboratoire selon une procédure normalisée, par analogie avec d'autres éléments de structures type, ou par le calcul (Documents Techniques Unifiés ou EUROCODES feu (normes expérimentales européennes)). A noter également que, dans le classement de résistance au feu, le matériau testé obtient un niveau de qualité selon qu'il satisfait à un critère donné pendant un certain temps, 1/4h, 1/2h jusqu'à 6h³. Cette procédure est appliquée dans le domaine naval militaire pour évaluer, au quart d'heure près, la durée de tenue au feu d'une paroi [5-7]. L'approche prescriptive présente un certain nombre d'avantages dans des situations connues de sinistres et pour des configurations standards. En revanche, elle se révèle inadaptée et pénalisante pour le cas d'ouvrages spécifiques comme ceux évoqués ci-dessus, d'ouvrages évolutifs ou de conception nouvelle, ou pour prendre en compte l'action des moyens de lutte par aspersion d'eau.

³La convention SOLAS spécifie un certain nombre de normes standards minimales afin de garantir la sécurité et la sûreté des navires marchands et de leurs équipages. Les cloisonnements du type «A» sont les cloisonnements constitués par des cloisons et des ponts qui sont construits en acier ou autre matériau équivalent, convenablement raidis, et isolés au moyen de matériaux incombustibles approuvés de manière que la température moyenne de la surface non exposée ne s'élève pas de plus de 140 degrés au-dessus de la température initiale et que la température en un point quelconque de cette surface, joints compris, ne s'élève pas de plus de 180 degrés au-dessus de la température initiale, à l'issue de 0 min (A0), 15 min (A15), 30 min (A30) et 60 min (A60).

L'utilisation de solutions types peut également conduire à une analyse *a minima* du risque incendie.

L'approche analytique, quant à elle, présente une plus grande généralité. C'est une approche quantitative qui repose sur une modélisation plus ou moins fine de l'incendie et de la lutte. A l'échelle d'un local ou même de quelques locaux, un modèle macroscopique déterministe, de types modèle de zones (par exemple le code CEIL® [8] ou CFAST [9]) ou modèle de champ (par exemple le code FDS [10], ISIS [11], ou SAFIR [12-15]), peut être utilisé. Si un tel modèle est capable de décrire plus ou moins finement les effets sur l'incendie de différents facteurs (charge calorifique du local en feu, propriétés thermiques des parois, conditions de ventilation, aspersion d'eau), il se révèle inapproprié pour décrire la propagation du feu en *temps réel* dans les EMC en raison principalement des ressources informatiques considérables qu'il nécessiterait. Ce dernier point est un obstacle majeur dans le développement d'un outil opérationnel d'aide à la décision. Pour y remédier, on peut alors recourir à un modèle de réseau⁴ reposant sur une modélisation purement stochastique de la propagation du feu [16-27]. Sans rentrer dans les détails, ces modèles présentent quelques inconvénients à modéliser la propagation d'un feu dans un EMC. Certains sont par exemple incapables de simuler la dynamique de propagation, en particulier la propagation simultanée d'un local vers plusieurs locaux adjacents, d'autres de prendre en compte les effets à longue distance, bien au-delà des plus proches voisins du local en feu, ou de décrire la physique de transition d'un local à l'autre. Depuis, des avancées notables ont été faites pour pallier ces faiblesses avec le développement de modèles de réseau dits semi-physiques [28-45]. Le présent travail s'inspire du modèle de réseau de « petit monde » développé à la fin des années 90 par Watts et Strogatz [46] qui permet de prendre en compte les connections à courte et longue distances entre sites. Malheureusement, ce modèle à l'origine était statique et reposait sur des probabilités de transition qui n'étaient pas des probabilités de propagation du feu d'un site à l'autre. C'est donc tout naturellement que, dès 2005, ce modèle a été étendu par l'IUSTI pour le rendre dynamique et y inclure la physique des transitions entre voisins proches et distants. Il a été appliqué avec succès à la propagation des incendies de forêts et aux épidémies [47 -52]. Dans le cas présent, le modèle semi-physique de réseau de « petit monde » prend en compte la transmission du feu par les parois, les ouvertures et les gaines de ventilation (Figure 1), et il supporte un agencement réaliste de locaux de formes plus ou moins complexes. A ce stade de développement, la propagation par les chemins de câbles et la lutte par aspersion d'eau ne sont pas pris en compte.

⁴ Un réseau est composé d'un ensemble de sites (ici, les locaux) et de liens permettant de connecter les sites entre eux.

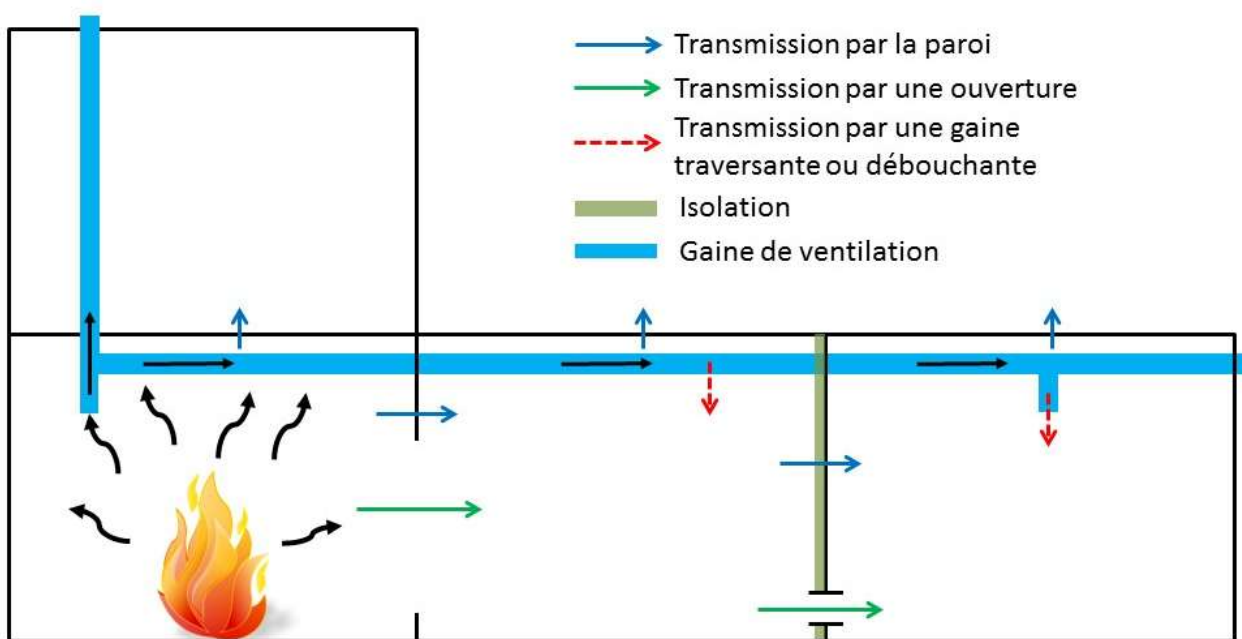


Figure 1 : Schéma d'une configuration type illustrant les modes de transmission du feu par les parois, les ouvertures et les gaines de ventilation.

Le caractère dynamique du modèle est obtenu par une procédure de pondération des sites (i.e. les locaux) du réseau basée sur l'utilisation des durées moyennes d'inflammation d'un local, d'apparition d'un embrasement généralisé dans ce local et de transmission du feu. Les durées moyennes de transmission par les parois sont déterminées à l'aide du modèle à zones $\text{CEIL}^{\text{®}}$ développé par DGA Tn, permettant de prendre en compte les effets du volume, de la charge calorifique et des propriétés des parois du local et des conditions de ventilation sur le profil de feu et ses conséquences. Le code $\text{CEIL}^{\text{®}}$ a été choisi en raison des nombreuses validations dont il a fait l'objet dans des configurations proches de la présente étude [53]. Quant aux durées moyennes de transmission par les gaines, elles sont calculées par un code CFD unidimensionnel, SAFIR1D, développé spécifiquement dans le cadre de ce travail.

3. DEVELOPPEMENT DU FEU A L'ECHELLE D'UN LOCAL

3.1 Phénoménologie

On décrit généralement un feu de compartiment comme un phénomène qui se déroule au cours du temps en trois phases (Figure 2): la phase de croissance, la phase de feu généralisé et la phase de décroissance et d'extinction.

- La phase de croissance : après inflammation, le feu peut se développer plus ou moins rapidement. La température dans le local augmente progressivement. Le panache de fumée touche le plafond et la couche de fumée qui se forme s'épaissit et entraîne l'inflammation des matériaux présents dans le compartiment. Ces derniers contribuent plus ou moins à l'embrassement généralisé⁵. Lorsque l'incendie s'est généralisé à l'ensemble du local, c'est l'embrassement. L'embrassement peut ne pas se produire si l'apport d'oxygène, nécessaire à la combustion, est insuffisant ou si la chaleur libérée par le feu est en grande partie évacuée vers l'extérieur du local. Dans la terminologie anglo-saxonne, la transition de la phase de croissance à la phase de feu généralisé porte le nom de « flashover ». Dans la phase de croissance le feu est dit localisé (tos : preflashoverfire).
- La phase de feu généralisé ou pleinement développé : l'incendie est généralisé à l'ensemble du local, ce qui entraîne une augmentation rapide de la température moyenne. A ce stade, le feu peut être contrôlé soit par la ventilation, soit par le combustible, plus exactement par son taux de dégagement de produits combustibles. Dans le premier cas, la ventilation est insuffisante pour brûler la totalité des gaz inflammables présents dans le local. Les gaz imbrûlés peuvent sortir du local, se mélanger avec l'air extérieur et s'enflammer, générant des flammes extérieures favorisant la propagation du feu. Lorsque la ventilation est suffisante, l'ampleur du feu ne dépend plus que de la quantité de combustible en cours de réaction.

⁵La réaction au feu d'un matériau exprime sa propension à s'enflammer, à contribuer au développement et à la propagation du feu. Elle est évaluée par des essais qui consistent à exposer ce matériau à des sollicitations thermiques normalisées. La classification française M (norme NF P.92.507) est faite à partir de 5 classes (M0 à M5 soit respectivement : incombustibles, combustible non inflammables, difficilement inflammables, moyennement inflammable, facilement et très facilement inflammables). Cette classification est vouée à disparaître au profit des Euroclasses (norme européenne NF EN 13501-1) qui classent les matériaux de A à F selon leur contribution à l'embrassement généralisé, de la plus faible à la plus élevée.

- La phase de décroissance et d’extinction par épuisement du combustible.

La durée de chacune des phases, et donc la durée totale de l’incendie,est étroitement liée au taux de combustion qui est lui-même relié à la nature des combustibles impliqués, à leur répartition spatiale et aux conditions de ventilation.

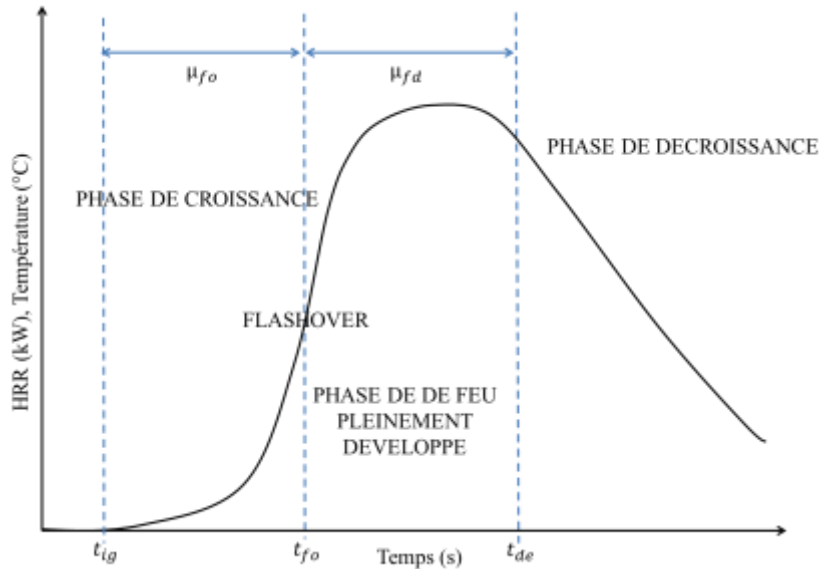


Figure 2 : Phases d’un feu de compartiment. μ_{fo} et μ_{fda} représentent les durées moyennes de flashover et de feu pleinement développé.

3.2 Spécificités des scénarios de feu dans le domaine naval militaire français

Dans le domaine naval militaire auquel on s’intéresse ici, on considère généralement huit contextes différents (Tableau 1) et six types de locaux susceptibles de propager le feu (Tableau 2) [54].

Contexte	Définition du contexte
1	Le local est origine de l’incendie, et possède au moins un accès ouvert
2	Le local est origine ou non de l’incendie, et tous ses accès sont fermés
3	Le local a au moins un accès ouvert et une cloison en contact avec l’incendie
4	Le local a au moins un accès ouvert et son plancher en contact avec l’incendie
5	Le local a au moins un accès ouvert et son plafond en contact avec l’incendie
6	Le local a au moins un accès ouvert sur une cloison ou au plancher en contact avec l’incendie
7	Le local a au moins un accès ouvert au plafond en contact avec l’incendie
8	Le local a au moins un accès ouvert et l’incendie est propagé par le réseau de ventilation

Tableau 1 : Contextes.

Type de local	Contenu des locaux inflammables
Logement	Meubles pour chambre ou bureau
Magasin	Stockage de matériels
Énergie	Salle des machines, moteur, groupe électrogène, hydrocarbures
Atelier	Equipements de maintenance, cuisine, appareils de cuisson, infirmerie
Opérationnel	Equipements électroniques et informatiques, nappes de câbles électriques
Cursive	Câbles électriques

Tableau 2 : Types de locaux susceptibles de propager le feu.

3.3 Modèles de feu

La Figure 2 n'est qu'une illustration des différentes phases du feu. Il existe en fait une grande variété de modèles de feu.

Feu nominal

L'impact thermique d'un feu nominal est caractérisé par la donnée d'une courbe standard température/temps indépendamment de la ventilation, de la taille du compartiment et de la charge calorifique qu'il contient, et des propriétés thermiques des parois. Elle représente le comportement du feu durant la phase de feu pleinement développé et suppose que la température est uniforme dans tout le compartiment. Cette approche, développée pour classer divers matériaux et éléments de construction en fonction de leur résistance au feu lors d'essais effectués dans des fours, montre des inconvénients et limites :

- 1- Le feu nominal ne représente pas le feu réel en termes notamment d'intensité et de durée, ce qui peut aboutir à des comportements structurels très différents.
- 2- Les feux nominaux ne représentent pas toujours les conditions de feu les plus graves, principalement parce qu'ils ne tiennent pas compte du volume, de la charge calorifique et des conditions de ventilation réelles du local. Les dommages causés aux éléments de structure, conçus à partir de ces feux standards, sont donc sous-estimés. L'exemple le plus concret est celui d'un incendie dans un bureau contenant une grande quantité de combustibles (mobilier, matériels informatiques et électriques, etc.). Dans ce cas, le feu qui se développe est bien plus sévère que le feu nominal.

L'Eurocode 1, et plus précisément la norme EN1991-1-2[55], fournit les trois courbes de feux nominaux suivantes:

- Feu standard ou feu ISO 834:

$$T_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (1)$$

- Feu d'extérieur:

$$T_g = 660(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t}) + 20 \quad (2)$$

- Feu d'hydrocarbure

$$T_g = 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad (3)$$

où t est le temps en minutes et T_g est la température du gaz dans le local en °C.

La norme britannique PD7974-1[56] adopte les mêmes équations pour les feux d'hydrocarbure et standard. Elle fournit également des courbes température/temps pour des grands feux de nappe d'hydrocarbure et des feux couvants :

- Feu d'hydrocarbure

$$T_g = 1100(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,204e^{-1,417t} - 0,471e^{-15,833t}) + 20 \quad (4)$$

- Feu couvant

$$T_g = 154t^{0,25} + 20, \quad 0 < t \leq 21 \text{ min} \quad (5)$$

$$T_g = 20 + 345 \log_{10}[8(t - 20) + 1], \quad t > 21 \text{ min} \quad (6)$$

Sur la Figure 3 nous avons tracé les courbes température/temps pour les feux nominaux mentionnés ci-dessus. On observe que les feux d'hydrocarbure sont les plus sévères, atteignant un palier à environ 1100 °C au-delà de 20 minutes. Les élévations temporelles de température des feux standard et extérieur sont similaires sur les 8 premières minutes, mais ce dernier sature

ensuite à 680 °C. Le feu couvant se développe plus lentement, mais tend asymptotiquement vers le feu standard, en particulier après environ une heure de feu.

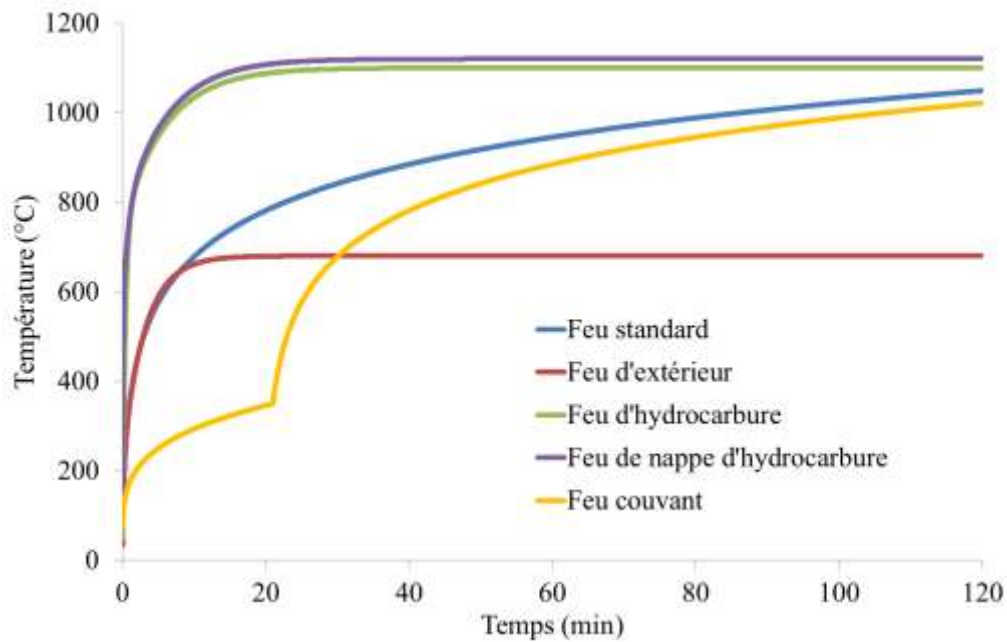


Figure 3 : Courbes de feux nominaux.

Feu CNPP

Dans le domaine naval militaire, le CNPP propose également la courbe de feu empirique suivante [57] :

$$T_g = 20 + 160(t * Ctl)^{0.4} \quad (7)$$

où Ctl est un coefficient qui dépend du contexte et du type de local où le feu se développe. Par exemple, lorsque le feu se développe dans un local « logement » et que ce local est à l'origine du feu et possède un accès ouvert vers l'extérieur, le coefficient de contexte est de 0,7. Il passe à 1 si, dans le même contexte, le local est de type « atelier ». Les valeurs du coefficient Ctl , en fonction des différents contextes et pour certains locaux de référence, sont regroupés dans le Tableau 3.

Type de local	Volume de référence (m3)	Ctl 1	Ctl 2	Ctl 3	Ctl 4	Ctl 5	Ctl 6	Ctl 7	Ctl 8
Atelier	514,8	1	0,35	1	1,2	0,1	1,6	0,2	1
Coursive	95,7	0,4	0,3	1	1,4	0,1	1,6	0,2	1
Énergie	514,8	2	2	1	2,33	0,18	2,33	0,35	1
Logement	48,4	0,7	0,35	1	1,4	0,14	1,6	0,28	1
Magasin	275	0,9	0,35	1,2	1,6	0,14	1,6	0,28	1,2
Opérationnel	198	0,9	0,35	1	1,6	0,1	1,6	0,2	1

Tableau 3 : Coefficients associés aux différents contextes et types de locaux

Parce qu'elle tient compte du contexte et du type de local, la courbe de feu du CNPP présente un intérêt certain lorsque le scénario de feu est proche de ceux pour lesquels elle a été établie.

Feu paramétrique

Une courbe paramétrique [58-62] montre également l'évolution de la température des produits de combustion au cours du temps. La température est supposée uniforme dans le compartiment mais, contrairement aux courbes nominales, la courbe paramétrique prend en compte la taille du compartiment, la charge de combustible, les conditions de ventilation et les propriétés thermiques des parois du compartiment.

A titre d'exemple, la Figure 4 montre une courbe de feu paramétrique relative à la norme EN1991-1-2[55]. Elle comprend une phase où la température augmente de manière exponentielle jusqu'à une température maximale, suivi par une phase où la température diminue linéairement jusqu'à atteindre une température résiduelle, typiquement la température ambiante.

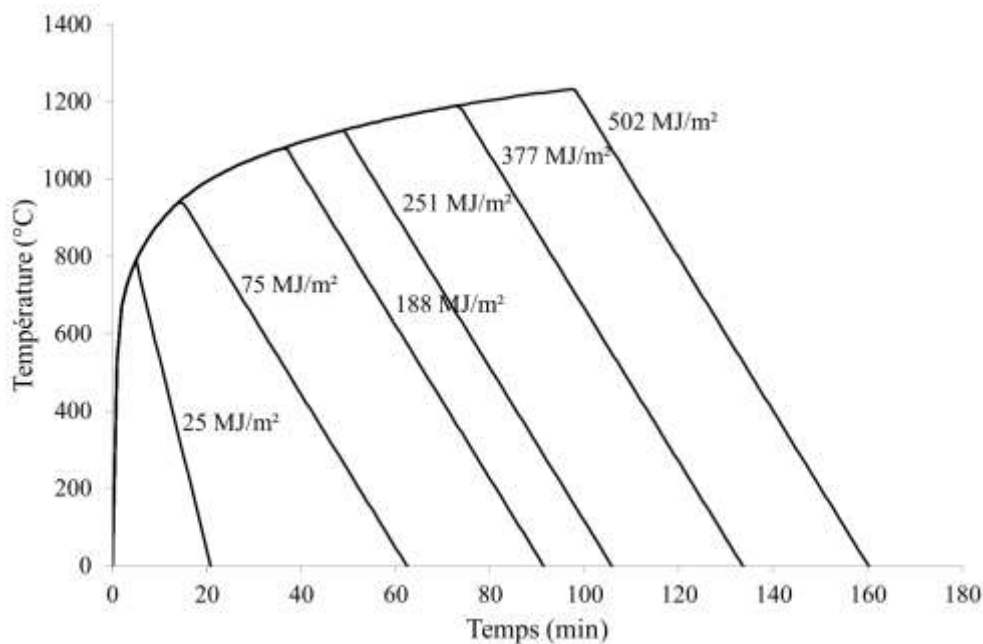


Figure 4 : Courbe de feu paramétrique issue de la norme EN1991-1-2[55] avec un facteur d'ouverture de $0,04 \text{ m}^{1/2}$ et pour différentes charges de combustible, ici du PMMA.

Si les courbes de feu paramétriques conduisent à une meilleure estimation de la sévérité du feu que celle d'une courbe nominale et sont généralement simples à utiliser à l'aide d'un tableur, elles souffrent de limites d'application concernant la taille du local, la nature des combustibles présents dans ce local, le facteur de ventilation ou les propriétés thermiques des parois. Concernant l'Eurocode 1, les évolutions théoriques se poursuivent sur la base de nombreux essais [63-65], permettant d'améliorer l'accord entre les mesures et le modèle paramétrique et d'étendre le domaine d'application de ce dernier.

Feu localisé

La situation de feu localisé correspond à la phase qui précède l'embrase généralisé. Selon la taille du feu et la géométrie du compartiment, un feu localisé peut impacter ou non le plafond. La température dans le compartiment n'est pas uniforme et doit être déterminée séparément dans la flamme, le panache de gaz chauds ou dans le reste du local, contrairement au feu pleinement développé où la température est supposée uniforme dans le local. La norme EN1991-1-2[55] fournit une approche simple pour déterminer l'action thermique des feux localisés. Pour un feu localisé n'impactant pas le plafond, la température du gaz dans le panache le long de l'axe vertical de la flamme est calculée en utilisant le modèle de panache de feu développé par Heskestad[66]. La température de flamme évolue avec la hauteur pour atteindre

un maximum au sommet de la flamme, puis diminue ensuite en raison de l'entraînement d'air frais dans le panache[67].

La température dans la flamme est donnée empiriquement :

$$T_z = 20 + 0,25Q_c^{2/3}(z - z_0)^{-5/3} \quad (8)$$

Avec

$$z_0 = -1,02D + 5,24 \times 10^{-3}Q^{2/5} \quad (9)$$

Q est le du taux de dégagement de chaleur (W), Q_{conv} la part convective de ce taux, avec $Q_{conv} = 0,8Q$, z est la hauteur de la flamme (m) et z_0 la hauteur du point source (m) (Figure 5). Cette dernière dépend du diamètre du feu et du taux de dégagement de chaleur. La valeur de z_0 peut être négative.

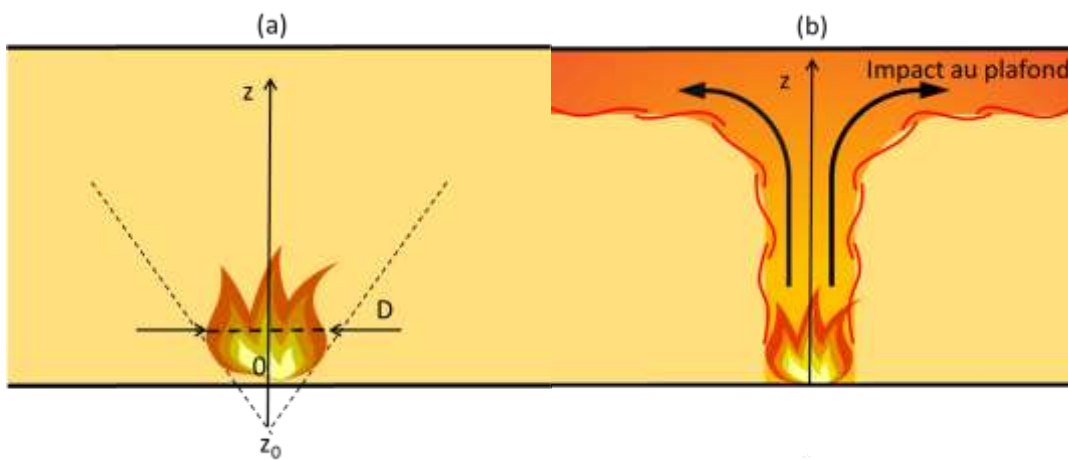


Figure 5 : Schémas du feu localisé(a) n'impactant pas le plafond et (b) impactant le plafond.

Lorsque le feu localisé impacte le plafond (tos : ceiling jet) (Figure 5), la flamme peut alors se déplacer horizontalement. Si le compartiment n'est pas confiné, le jet impactant se déplace radialement en perdant de la chaleur au contact de l'air frais ambiant et des parois. La température maximale se trouve généralement proche du point d'impact avec le plafond [67]. Des modèles empiriques ont été établis pour la détermination de la température maximale et la vitesse des gaz chauds dans un feu de plafond stationnaire [68]. La norme EN 1991-1-2 [55]

fournit également des formules simples pour le calcul du flux de chaleur reçu par le plafond en cas de feu impactant.

Modèle à zone(s)

Si les approches précédentes de feux nominal, paramétrique ou localisé, peuvent être utilisées au stade du pré-dimensionnement des structures, elles sont parfois insécuritaires (voir l'annexe B de la norme EN 1991-1-2 [69]). A l'issue de la réalisation, il faut recourir à des modèles plus détaillés comme les modèles à zone(s). Dans ce type de modèles, le compartiment en feu est divisé en une ou plusieurs zones. Dans chaque zone, les propriétés du milieu gazeux (température, pression, composition et énergie) sont supposées uniformes et l'on y résout les bilans de masse et d'énergie à l'aide d'équations différentielles ordinaires (voir par exemple [64],[70] et [71]). Pour le modèle à une zone, les échanges de matière et d'énergie avec les parois du local et le milieu extérieur sont pris en compte. Le modèle à deux ou plusieurs zones considère également les échanges entre les différentes zones.

Une excellente revue des principaux modèles à zone(s) a été réalisée par E. Guillaume [72].

Modèle à une zone

Le modèle à une zone est particulièrement adapté au feu pleinement développé. Les équations qui régissent le comportement du gaz dans le compartiment sont l'équation d'état du gaz parfait, $p = \rho RT$, et les bilans de masse et d'énergie. Elles s'écrivent :

$$\dot{m} = \dot{m}_{2 \rightarrow 1} - \dot{m}_{1 \rightarrow 2} + \dot{m}_{pyro} \quad (10)$$

$$\frac{dE}{dt} = Q - Q_{1 \rightarrow 2} + Q_{2 \rightarrow 1} - Q_{paroi} \quad (11)$$

\dot{m}_{pyro} est le débit massé des produits de pyrolyse, $\dot{m}_{1 \rightarrow 2}$ (resp. $\dot{m}_{2 \rightarrow 1}$) le débit masse de gaz sortant (resp. entrant) par les ouvertures ou la ventilation. Q est le taux de dégagement de chaleur dû à la combustion, $Q_{1 \rightarrow 2}$ (resp. $Q_{2 \rightarrow 1}$) la perte (resp. le gain) d'énergie par unité de temps due à l'extraction (resp. l'admission) de gaz par les ouvertures ou la ventilation, et Q_{paroi} les pertes pariétales d'énergie par unité de temps (Figure 6).

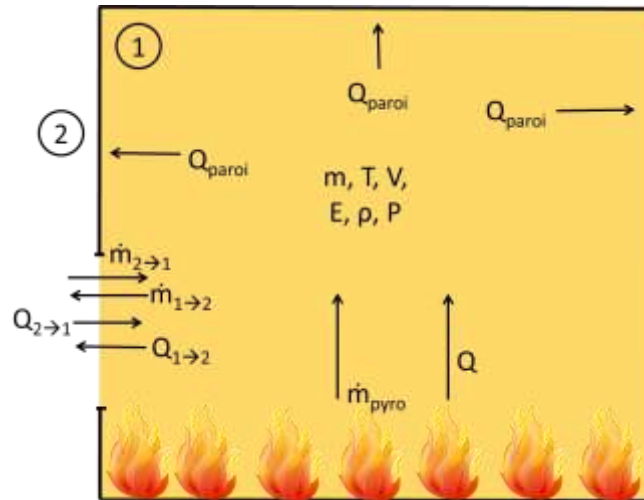


Figure 6 : Le modèle à une zone. L'indice 2 représente l'extérieur du local en feu.

Parmi les modèles à une zone les plus utilisés, on trouve COMPF2 du NIST [73], Ozone de l'Université de Liège [74]) ou encore NAT du CSTB [75].

Modèle à zones

Dans la même logique, la théorie zonale peut être étendue à deux zones ou plus [8,9, 74, 76-81].

Par exemple, dans un modèle à deux zones, l'espace est divisé en une couche de fumées chaudes dans la partie supérieure du local et une couche d'air frais dans la partie inférieure. Les bilans de masse et d'énergie sont établis pour chacune des zones. Ces deux zones sont supposées en équilibre à chaque instant et la position de l'interface peut être déduite du bilan de quantité de mouvement effectué en zone chaude.

Le modèle à zones utilisé dans le présent travail est un modèle à trois zones (zone chaude, zone froide et panache) présenté en détail dans le paragraphe 3.4. Il illustre parfaitement le contenu théorique des modèles à zones.

Ces modèles à zones sont encore très largement utilisés en raison de leur relative simplicité de mise en œuvre, de leur faible coût de calcul et, comme cela a été dit précédemment, de leur caractère sécuritaire plus élevé que les modèles nominaux. L'utilisation de ces modèles requiert néanmoins un certain niveau d'expertise et de maîtrise de leur champ d'application. En effet, comme le souligne E. Guillaume [72], les modèles à zone(s) reposent sur des hypothèses

limitantes, notamment celles relatives à la configuration géométrique du local, comme un grand rapport d'aspect ou une forme complexe. C'est la raison pour laquelle le modèle à zones utilisé ici a été validé sur une configuration géométrique simple (voir paragraphe 3.6) et a nécessité le découpage des locaux de forme complexe (voir paragraphe 5.2), comme ceux que l'on trouve dans le domaine naval militaire, en locaux de forme simple.

Modèle à champ

La modélisation de l'incendie la plus avancée est le modèle à champ ou modèle CFD (Computational Fluid Dynamics). Les principaux modèles CFD utilisés dans la sécurité incendie sont répertoriés dans la référence [72]. On citera notamment les codes Fire Dynamics Simulator (FDS) du NIST [83], SMARTFIRE de l'Université de Greenwich [84], SOFIE de l'Université de Cranfield [85], SAFIR de l'IUSTI [14], SATURNE d'EdF [86], ou encore ISIS de l'IRSN [11]. Les modèles CFD permettent une description 3D, stationnaire ou instationnaire, de l'écoulement compressible et réactif à bas nombres de Mach et de Froude caractéristiques d'un incendie. L'ensemble des phénomènes de base qui régissent le développement du feu sont pris en compte: le transport de gaz, la turbulence, la combustion, le rayonnement et, pour certains, le couplage avec la phase liquide en cas d'aspersion d'eau. Le modèle à champ permet d'accéder aux grandeurs de l'écoulement en tout point du domaine et à chaque instant après résolution des équations de transport. La contrepartie est qu'ils nécessitent de nombreuses données d'entrée et des ressources informatiques importantes. Le recours au calcul parallèle est souvent indispensable. De plus, les calculs sont, pour la plupart des modèles, réalisés à débit de pyrolyse prescrit, ce qui limite leur capacité prédictive. Améliorer la capacité prédictive des outils de simulation d'un incendie, par une meilleure connaissance du terme source de pyrolyse et le couplage entre les phases condensée et gazeuse, constitue à l'heure actuelle un enjeu majeur de modélisation.

Le code SAFIR de l'IUSTI a été utilisé au début de ce travail pour simuler le développement instationnaire tridimensionnel du feu dans un local pour différents scénarios d'incendie. Cependant, compte tenu du nombre important de simulations à réaliser conduisant à des temps de calcul prohibitifs, le modèle à zones CEIL®, certes moins précis, mais plus rapide et nécessitant moins d'intrants, a été utilisé par la suite.

3.4 Présentation du modèle à zones CEIL®

Le code CEIL® (Outil d'Expertise d'un Incendie dans un Local) est un modèle à trois zones développé initialement par DGA Tn pour le calcul du feu dans un local confiné ou non. Il suppose, dès l'éclosion de l'incendie, l'existence de deux zones stratifiées séparées par une interface et d'un panache:

- une zone chaude composée des gaz brûlés issus du mélange de l'air ambiant ou extérieur avec les gaz de pyrolyse et transitant par le panache,
- une zone froide composée de l'air ambiant ou de l'air extérieur qui n'a pas été entraîné dans le panache. Cette zone peut être cependant réchauffée par le rayonnement du panache, mais aussi par la convection et le rayonnement provenant de la zone chaude.
- une zone de panache, délimité par la surface du foyer, supposé au centre du plancher, et par l'interface zone chaude / zone froide.

Le modèle à zones considère ainsi deux espèces, à savoir les "gaz brûlés" issus de la combustion et l'"air", constitué de l'air ambiant et de l'air qui pénètre éventuellement dans le local par l'ouverture et/ou le réseau de ventilation.

Les zones chaude et froide évoluent au cours du temps en fonction de la position de l'interface. Le feu et son panache agissent comme une pompe enthalpique entre la couche inférieure et la couche supérieure chaude de fumées. Lorsque les fumées envahissent le local, le panache se réduit jusqu'à disparaître lorsque l'interface arrive au niveau du foyer. Il peut réapparaître si les conditions de combustion et de ventilation le permettent.

La Figure 7 montre un exemple de configuration, celui d'un local muni d'une ouverture. Dans chacune des zones, et à chaque instant, sont résolus les bilans de masse et d'énergie pour l'écoulement gazeux, mais aussi le bilan de quantité de mouvement en zone chaude. Ces bilans fournissent les dérivées en temps des masses volumiques et des températures moyennes des gaz ainsi que de la vitesse de déplacement de l'interface desquels on déduit ensuite les masses volumiques, les températures moyennes et la position de l'interface. La pression moyenne dans chaque zone est obtenue grâce à l'équation d'état des gaz parfaits. L'évaluation de la vitesse de sortie par l'ouverture des gaz brûlés en "zone chaude" ou de la vitesse d'entrée des gaz frais en "zone froide" peut être déduite du quotient du débit massique gazeux de sortie ou d'entrée sur

tout ou une partie de la section de sortie ou d'entrée. Le suivi de ces espèces est effectué à chaque instant dans chacune des 2 zones. Les pertes thermiques par convection et rayonnement au travers des parois des différents volumes sont prises en compte dans ce modèle.

En sortie, le code fournit également les flux thermiques pariétaux dans les zones chaude et froide. Le code CEIL® traite la conduction unidimensionnelle instationnaire dans des parois multi-matériaux (par exemple, une paroi en acier dont une face est recouverte d'un isolant) en prenant en compte la convection et le rayonnement de part et d'autre de la paroi. Cela permet d'accéder à l'évolution temporelle des températures sur les faces exposée et non exposée au feu. On peut alors en déduire la durée de tenue au feu (norme SOLAS) des parois latérales, du plancher et du plafond pour le local considéré.

Dans les paragraphes suivants, on décrit le modèle à zones avec ou sans panache. Au préalable, le traitement de la ventilation est présenté.

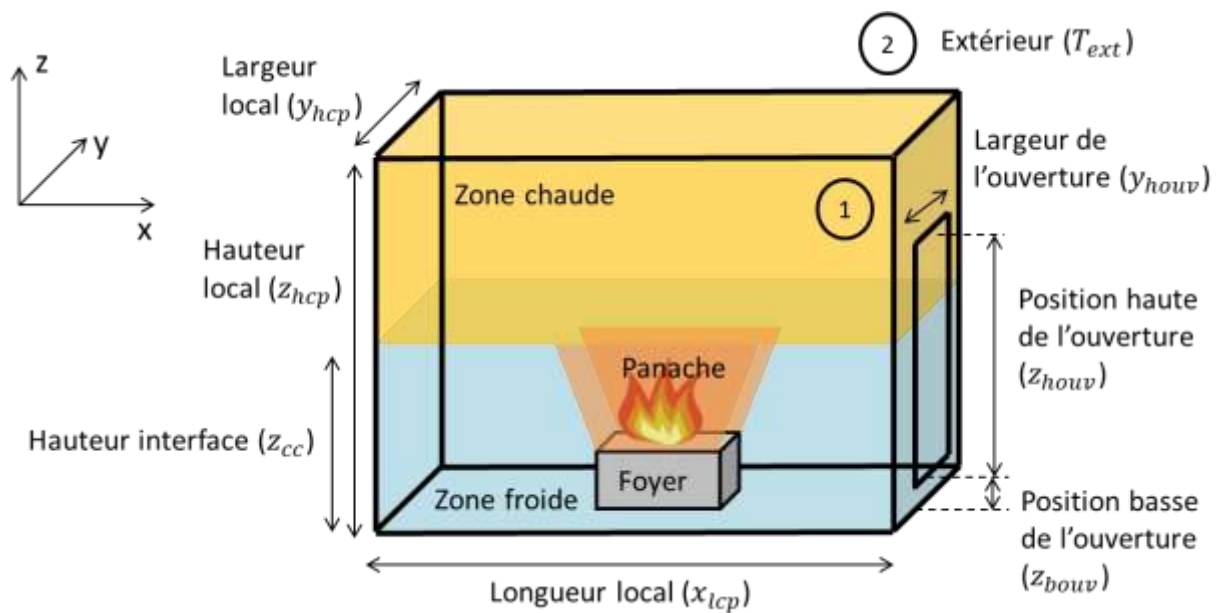


Figure 7 : Modélisation géométrique et notations utilisées.

3.4.1 Modélisation d'un système de ventilation

Deux cas sont considérés selon que la ventilation est naturelle (ouverture et/ou grille) ou forcée (admission ou extraction). La ventilation peut être retardée ou arrêtée en cours d'essai selon des délais imposés par l'opérateur. Elle s'effectue par l'intermédiaire de 2 bouches situées indifféremment en partie haute (repérée « 1 ») ou en partie basse du local (repérée « 2 »). En cas de ventilation forcée, le débit volumique et la température initiale dans le réseau sont fixés. La

situation particulière d'une admission et d'une extraction simultanées (circuit fermé) est supportée par le code CEIL®.

Pour les grilles d'aération, on se place dans le cas d'une ventilation naturelle. On indique la section du conduit d'aération, la température initiale dans le réseau, la position de la grille et la résistance de l'air caractéristique du réseau de ventilation afin de tenir compte des pertes de charge.

3.4.2 La modélisation physique

On présente maintenant l'ensemble des hypothèses sur lesquelles repose le code de calcul CEIL®. Un compromis à respecter entre la représentativité du modèle et son utilisation comme outil d'expertise, dont la limitation du temps de calcul est primordiale, permet d'expliquer les différents choix qui ont été faits en ce qui concerne le modèle de panache, l'équation de quantité de mouvement qui permet de décrire l'interface entre les zones chaude et froide, les espèces gazeuses prises en compte et enfin les transferts thermiques par les parois. L'ensemble de ces hypothèses permet alors d'écrire les bilans en masse et en énergie à chaque instant, pour chacune des deux zones ainsi que pour le panache lorsqu'il existe.

- Modèle à zones avec panache

Le panache est constitué d'un mélange de gaz brûlés avec une partie de l'air entraîné n'ayant pas réagi avec les gaz de pyrolyse. Il entretient la zone chaude situé en partie haute du local. On suppose que la panache est vertical et a la forme d'un cône tronqué dont la hauteur est $z_{cc} - x_{hf}$ (Figure 8), le diamètre de la petite base est le rayon du foyer r_{foyer} et le rayon de la grande base est b . Son volume est donné par : $V_{pan} = \frac{\pi}{3} (z_{cc} - x_{hf}) (r_{foyer}^2 + b^2 + br_{foyer})$.

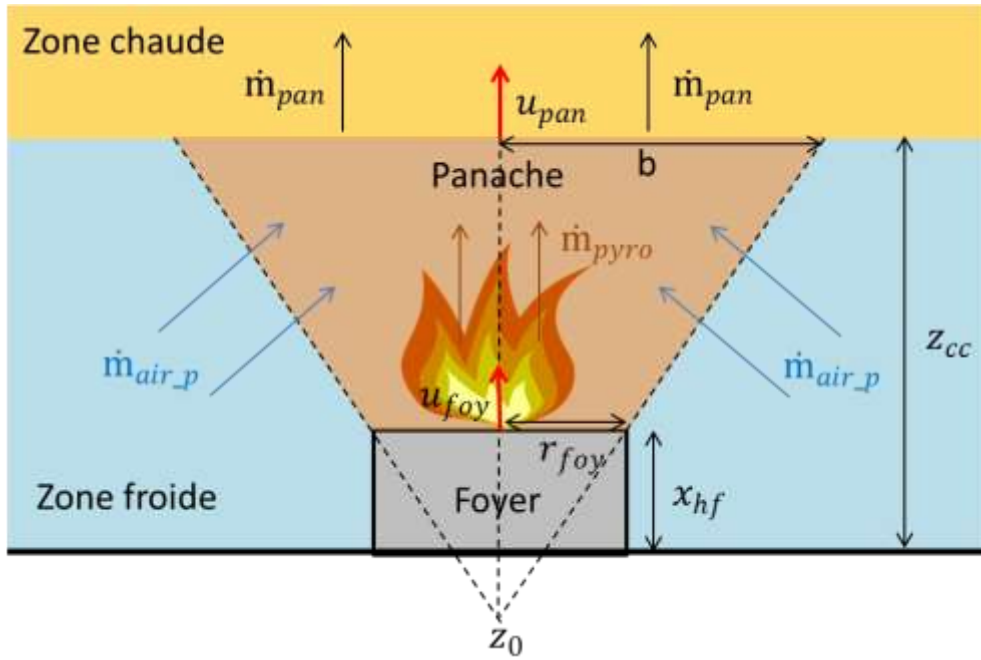


Figure 8 : Modélisation du panache et notations utilisées.

Le modèle utilisé pour la description du panache est celui de Morton-Taylor-Tuner [87],[88]. Il conduit, pour une source ponctuelle virtuelle (placée en z_0 sur la Figure 8) à l'origine du panache thermique supposé vertical et conique, aux relations suivantes donnant les débits d'air et de gaz brûlés entraînés dans le panache:

$$\dot{m}_{air_p} = \pi \rho_{cf} (u_{pan} b^2 - u_{foy} r_{foy}^2) \quad (12)$$

$$\dot{m}_{pan} = \rho_{pan} \pi b^2 u_{pan} \quad (13)$$

Avec

$$u_{foy} = u_{pan} \left(\frac{b}{r_{foy}} \right)^{1/3} \quad \text{et} \quad u_{pan} = \left(\frac{5 g}{8 \pi \alpha b} \frac{\dot{m}_{pyro} \chi \Delta H_c}{c_{p_amb} \rho_{cf} T_{cf}} \right)^{1/3}$$

Dans ces équations, on note :

- \dot{m}_{pyro} : débit de pyrolyse
- α : constante d'entraînement des gaz frais dans le panache, généralement prise à 0,116 [89]
- ρ_{cf} : masse volumique des gaz en zone froide
- ρ_{pan} : masse volumique des gaz dans le panache
- T_{cf} : température de la zone froide

- u_{pan} : vitesse des gaz dans le panache
- u_{foy} : vitesse d'éjection des produits de pyrolyse
- ΔH_c : chaleur de combustion
- χ : rendement de combustion
- c_{p_amb} : chaleur spécifique à pression constante des gaz dans la zone froide

Les équations de bilan relatives au panache sont les suivantes :

- Bilan Masse

$$\frac{d\rho_{pan}V_{pan}}{dt} = \dot{m}_{pyro} + \dot{m}_{air_p} - \dot{m}_{pan} \quad (14)$$

- Bilan Énergie

$$\begin{aligned} \frac{dc_{p_amb}\rho_{pan}V_{pan}T_{pan}}{dt} &= (\dot{m}_{pyro}c_{p_pyro} + \dot{m}_{air_p}c_{p_ext})T_{cf} + \dot{m}_{pyro} \chi \Delta H_c \\ &- \dot{m}_{pan}c_{p_amb}T_{pan} - \sigma \varepsilon_{pan} F_{pan}(T_{pan}^4 - T_{cf}^4) + V_{pan} \frac{dp_{pan}}{dt} \end{aligned} \quad (15)$$

où :

- F_{pan} : facteur de forme entre le panache et la zone froide
- c_{p_ext} : chaleur spécifique à pression constante des gaz provenant de l'extérieur
- c_{p_pyro} : chaleur spécifique à pression constante des produits gazeux de pyrolyse
- T_{pan} : température des gaz dans le panache
- ε_{pan} : émissivité des gaz dans le panache
- p_{pan} : pression dans le panache

- **L'interface zone chaude / zone froide**

La vitesse de l'interface supposée verticale, u_{cc} , est déduite du bilan de quantité de mouvement effectué en zone chaude :

$$\frac{d\rho_{cc}u_{cc}V_{cc}}{dt} = \dot{m}_{pan}u_{pan} + (p_{cf} - p_{cc})\left(A_F - \frac{\pi}{2}b^2\right) - \rho_{cc}gV_{cc} \quad (16)$$

où :

- ρ_{cc} : masse volumique des gaz en zone chaude
- V_{cc} : volume de la zone chaude
- p_{cf} : pression en zone froide
- p_{cc} : pression en zone chaude
- A_F : surface du plancher

Les deux premiers termes du second membre de cette équation correspondent à la contribution du panache et de la différence de pression entre la zone chaude et la zone froide.

La résolution à chaque instant de cette équation permet d'accéder à la position de l'interface.

- **Bilans de masse et d'enthalpie**

En s'appuyant sur le schéma de la Figure 9, les bilans de masse et d'enthalpie en zones chaude et froide sont établis ci-dessous.

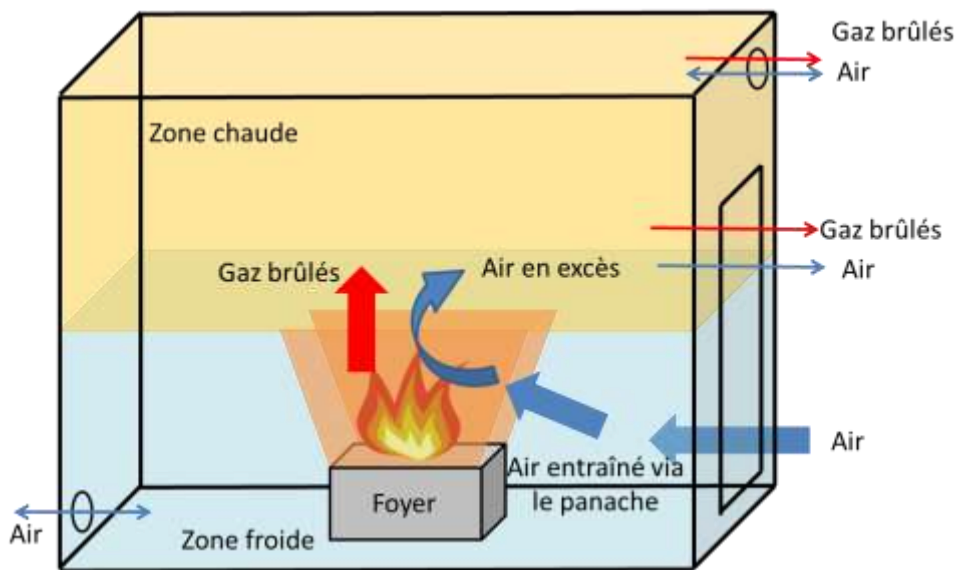


Figure 9 : Modèle à zones avec panache.

Bilans de masse zone chaude

La variation de masse de l'espèce "gaz brûlés" est égale au débit massique dû à la combustion du matériau, \dot{m}_{gb_cc} , diminué du débit sortant des gaz brûlés par l'ouverture, $\dot{m}_{12_gb_cc}$, et par la ventilation en cas d'extraction, $\dot{m}_{v12_gb_cc}$.

$$\frac{d\rho_{gb_cc}V_{cc}}{dt} = \dot{m}_{gb_cc} - \dot{m}_{12_gb_cc} - \dot{m}_{v12_gb_cc} \quad (17)$$

Avec

$$\begin{aligned} \dot{m}_{gb_cc} &= \dot{m}_{pyro} (1 + s) \\ \dot{m}_{12_gb_cc} &= \dot{m}_{12_cc} \frac{\rho_{gb_cc}}{\rho_{cc}} \\ \dot{m}_{v12_gb_cc} &= \dot{m}_{v12_cc} \frac{\rho_{gb_cc}}{\rho_{cc}} \end{aligned}$$

Dans ces équations, on note :

- ρ_{gb_cc} : masse volumique des gaz brûlés en zone chaude
- s : rapport stœchiométrique
- \dot{m}_{12_cc} : débit de gaz sortant par les ouvertures en zone chaude
- \dot{m}_{v12_cc} : débit de gaz sortant par la ventilation en zone chaude

La variation de masse de l'espèce "air" est égale au débit d'air entraîné par le panache ne participant pas à la combustion, \dot{m}_{air_cc} , diminué du débit d'air sortant par l'ouverture, $\dot{m}_{12_air_cc}$, et diminué ou augmenté du débit d'air de ventilation en cas d'extraction ou d'admission, $\dot{m}_{v12_air_cc}$:

$$\frac{d\rho_{air_cc}V_{cc}}{dt} = \dot{m}_{air_cc} - \dot{m}_{12_air_cc} - \dot{m}_{v12_air_cc} \quad (18)$$

Avec

$$\begin{aligned} \dot{m}_{air_cc} &= \dot{m}_{air_p} - s \dot{m}_{pyro} \\ \dot{m}_{12_air_cc} &= \dot{m}_{12_cc} \frac{\rho_{air_cc}}{\rho_{cc}} \\ \dot{m}_{v12_air_cc} &= \dot{m}_{v12_cc} \frac{\rho_{air_cc}}{\rho_{cc}} \end{aligned}$$

où ρ_{air_cc} est la masse volumique de l'air en zone chaude.

Bilans de masse zone froide

La variation de masse de l'espèce "air" est égale au débit d'air pénétrant par l'ouverture, $\dot{m}_{21_air_cf}$, diminué du débit d'air entrant dans le panache, \dot{m}_{air_p} , diminué ou augmenté du débit d'air de ventilation en cas d'extraction ou d'admission, $\dot{m}_{v21_air_cf}$.

$$\frac{d\rho_{air_cf}V_{cf}}{dt} = \dot{m}_{21_air_cf} - \dot{m}_{air_p} - \dot{m}_{v21_air_cf} \quad (19)$$

Avec

$$\dot{m}_{21_air_cf} = \dot{m}_{21_cf} \frac{\rho_{air_cf}}{\rho_{cf}}$$

$$\dot{m}_{v21_air_cf} = \dot{m}_{v21_cf} \frac{\rho_{air_cf}}{\rho_{cf}}$$

Où :

- ρ_{air_cf} : masse volumique de l'air en zone froide
- \dot{m}_{21_cf} : débit de gaz entrant par les ouvertures en zone froide
- \dot{m}_{v21_cf} : débit de gaz entrant par la ventilation en zone froide

Bilan d'enthalpie zone chaude

La variation d'enthalpie est égale à l'apport d'enthalpie des gaz brûlés et de l'air entraînés par le panache, diminué des débits d'enthalpie de sortie par l'ouverture et par la bouche de ventilation des 2 espèces gazeuses, du travail de la pression et des pertes thermiques par les parois :

$$\frac{d\rho_{cc}c_{p_cc}V_{cc}T_{cc}}{dt} = \dot{m}_{gb_cc} \cdot c_{p_gb} \cdot T_{pan} + \dot{m}_{air_cc} \cdot c_{p_ext} \cdot T_{pan} - (\dot{m}_{12_air_cc} + \dot{m}_{v12_air_cc})c_{p_air_cc}T_{cc} - (\dot{m}_{12_gb_cc} + \dot{m}_{v12_gb_cc})c_{p_gb}T_{cc} + V_{cc} \frac{dp_{cc}}{dt} - \varphi_{pertes_parois_cc} \quad (20)$$

où :

- $c_{p_{cc}}$: chaleur spécifique à pression constant des gaz dans la zone chaude
- $c_{p_{gb}}$: chaleur spécifique à pression constante des gaz brûlés
- T_{cc} : température des gaz en zone chaude
- $\varphi_{pertes_parois_cc}$: pertes pariétales en zone chaude

Bilan d'enthalpie zone froide

La variation d'enthalpie est égale à l'apport d'enthalpie d'air provenant de l'extérieur par l'ouverture et la bouche de ventilation, diminuée des débits d'enthalpie des 2 espèces gazeuses « air » et « vapeur » entraînées par le panache, du travail de la pression et des pertes thermiques par les parois ainsi que du débit enthalpique des espèces sortant par la bouche de ventilation.

$$\begin{aligned} \frac{d\rho_{cf}c_{p_{cf}}V_{cf}T_{cf}}{dt} = & (\dot{m}_{21_air_cf} + \dot{m}_{v21_air_cf})c_{p_air_cf}T_{cf} \\ & - \dot{m}_{air_p} \cdot c_{p_ext}T_{cf} + V_{cf} \frac{dp_{cf}}{dt} - \varphi_{pertes_parois_cf} \end{aligned} \quad (21)$$

Equations d'état

Aux équations ci-dessus s'ajoute l'équation d'état des gaz parfaits appliquée aux gaz présents dans le panache, les zones chaude et froide:

$$p_i = r_i \rho_i T_i \text{ pour } i=pan, cc, cf \quad (22)$$

Avec $r_i = R/M_i$.

A ce stade du développement, les chaleurs spécifiques de l'air en zone chaude $c_{p_air_cc}$, en zone froide $c_{p_air_cf}$ et ambiante c_{p_amb} sont considérées égales et constantes à la chaleur spécifique de l'air extérieur c_{p_ext} .

- **Modèle à zones sans panache**

Comme nous l'avons évoqué précédemment, le panache peut disparaître lorsque l'interface zone chaude/zone froide arrive au niveau du foyer (Figure 10). Un modèle à zones sans panache, où la combustion stœchiométrique du matériau est assurée cette fois par l'air restant en zone chaude, a été développé. L'extinction peut alors se produire si le taux moyen d'oxygène, moyenne pondérée par les hauteurs des taux d'oxygène de chacune des zones chaude et froide, est inférieure au taux limite défini comme donnée d'entrée du modèle. Le retour au modèle avec panache peut avoir lieu si les conditions de combustion et de ventilation le permettent.

Les équations du modèle sans panache se déduisent de celles du modèle avec panache, en annulant les contributions qui figurent en bleu dans les bilans de masse et d'énergie (18) à (21).

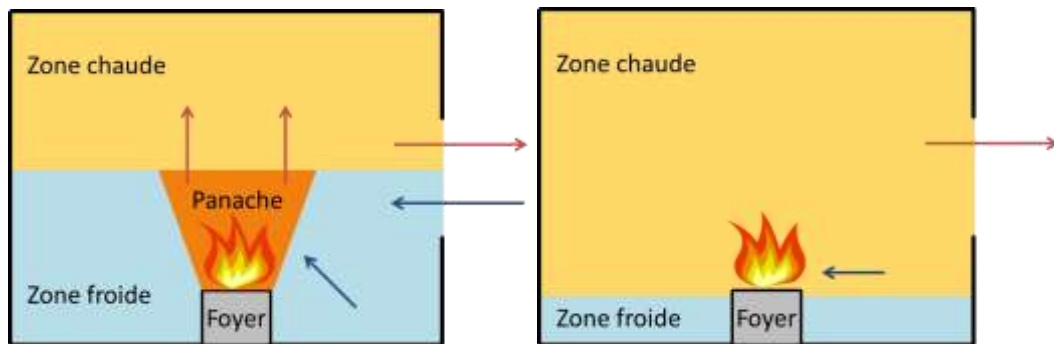


Figure 10 : Modèle à zones avec panache et sans panache.

3.4.3 Paramètres et données d'entrée du code CEIL®

Les données d'entrée du code sont :

- les dimensions du local,
- les dimensions, la position et les temps d'ouverture/fermeture des ouvertures,
- pour chaque paroi du local :
 - les propriétés du (ou des deux) matériau constitutif : épaisseur, conductivité, masse volumique, capacité calorifique et émissivité ;
 - les coefficients d'échange intérieur et extérieur, qui varient selon que l'on considère les parois latérales, le plafond ou le plancher ;
 - la température extérieure ;
- les conditions de ventilation, le cas échéant ;

- la surface et la position du foyer ;
- l'évolution temporelle du débit de pyrolyse, la chaleur de combustion, le coefficient stœchiométrique, le rendement de combustion et le taux limite d'oxygène en-deçà duquel il y a extinction, la constante des gaz parfaits pour les gaz brûlés, les chaleurs spécifiques des gaz de pyrolyse et des gaz brûlés ;
- l'émissivité des gaz de la zone chaude et du panache, le facteur de forme panache/zone froide et le coefficient de transfert à l'interface ;
- les conditions extérieures : pression extérieure, température extérieure, la chaleur spécifique et la constante des gaz parfaits de l'air ;
- les paramètres de calcul : pas de temps, temps de fin du calcul ;
- les températures initiales du milieu ambiant et des parois.

3.4.4 Résolution numérique

Les équations différentielles ordinaires de bilan de masse et d'énergie pour chaque zone, ainsi que de quantité de mouvement en zone chaude pour le calcul de la position de l'interface, sont résolues par la méthode de RUNGE-KUTTA d'ordre 4. Compte tenu de la raideur du problème, notamment dans les premiers instants où la zone chaude se forme, le pas de temps utilisé est petit, typiquement compris entre 10^{-6} et 10^{-4} s.

3.5 Dispositif expérimental

La validation complémentaire du code CEIL® a nécessité de conduire des expérimentations à échelle 1 en maîtrisant au mieux l'ensemble des conditions opératoires, notamment la ventilation, ainsi que des mesures effectuées (flux thermiques, températures, composition et vitesse des gaz, pression, masse de combustible). Avec le soutien de l'ANR et de DGA Tn, un dispositif expérimental a été spécialement réalisé à l'IUSTI. Il s'agit d'un caisson en acier de 54 m^3 ventilé mécaniquement et/ou naturellement, tel qu'à bord des sous-marins ou des bâtiments de la Marine Nationale.

3.5.1 Structure du caisson

Les dimensions du caisson sont de 3 m de large, 6 m de long et 3 m de haut. Le caisson possède deux portes étanches (un joint résistant à 250 °C environ et un système de fermeture de type sauterelle) de dimension 1 m × 2 m en acier, l'une donnant vers l'extérieur, l'autre disposée sur la cloison qui sépare le caisson en deux locaux de même volume (Figure 11). Les parois du caisson, ainsi que les portes ont une épaisseur de 1 cm. La rigidité de la structure est assurée par un cerclage extérieur à l'aide d'IPN de 100 mm et un soudage intérieur et extérieur des tôles d'acier sur chanfrein préalable.

Un système d'aspersion par brouillard d'eau et déluge permet d'interrompre l'essai à tout moment.

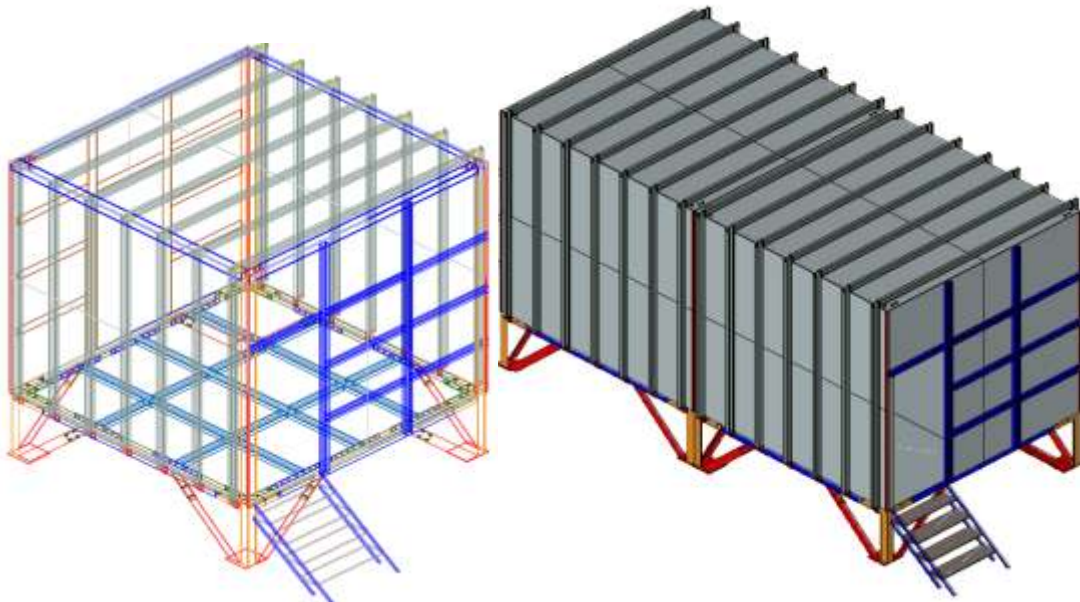


Figure 11 : Vues générales du caisson feu de l'IUSTI.

Le caisson dispose de quatre fenêtres de visualisation rectangulaires en Pyrex[®] de 200 mm × 300 mm sur les faces AVANT et ARRIERE (rectangle blanc sur la Figure 12). Il dispose également de quatre ouvertures de 100 mm × 200 mm au sol pour le passage de l'instrumentation (non visible sur la Figure 12) et de sept ouvertures circulaires de diamètre 200 mm pour la ventilation: 2 bouches d'admission (basse et haute) sur la face EST du local 1 (en bleu sur la Figure 12), 1 bouche d'extraction en plafond dans chacun des locaux (en rouge sur la Figure 12), 3 ouvertures pour le passage de gaines, en partie haute des parois OUEST et EST et de la cloison (en orange sur la Figure 12). Une condamnation par bouchon ou par plaque vissée est prévue sur chaque ouverture.

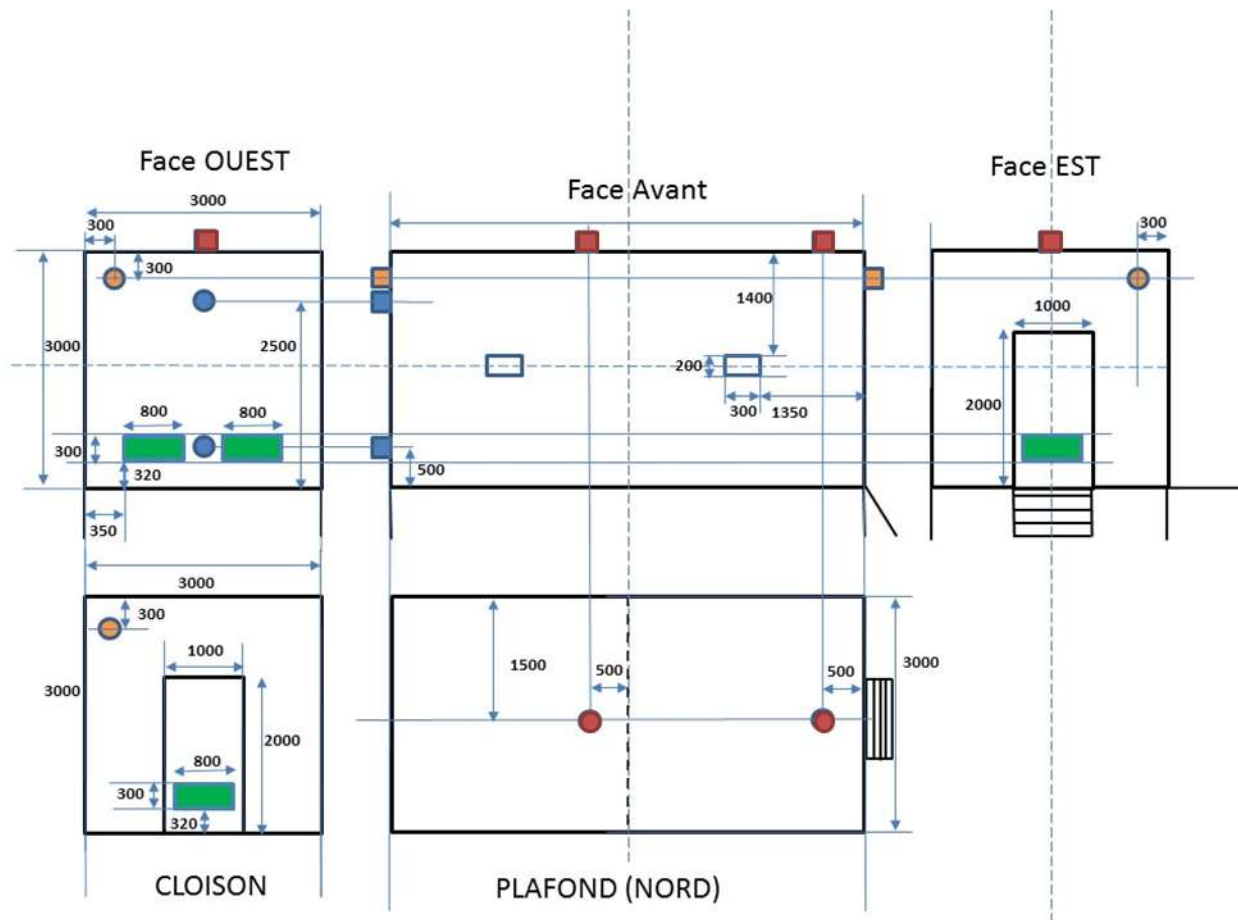


Figure 12 : Ensemble des vues du caisson (dimensions en mm)

Les faces OUEST et EST du caisson et la cloison comportent des ouvertures de 800mm×30mm équipées de guillotines réglables en hauteur destinées à la ventilation naturelle (en vert sur la Figure 12). La position de ces ouvertures est indiquée sur la Figure 12.

3.5.2 Système de ventilation

Le caisson dispose de deux types de ventilation : mécanique et naturelle. Dans la phase de conception, la ventilation mécanique a été dimensionnée à l'aide de simulations numériques réalisées avec le code SAFIR.

Le système de ventilation autorise plus de 30 renouvellements à l'heure.

- Ventilation mécanique

L'admission d'air peut se faire en partie haute et en partie basse du local feu. L'extraction en plafond peut se faire dans un seul local ou simultanément dans les deux locaux (Figure 13 et Figure 14).

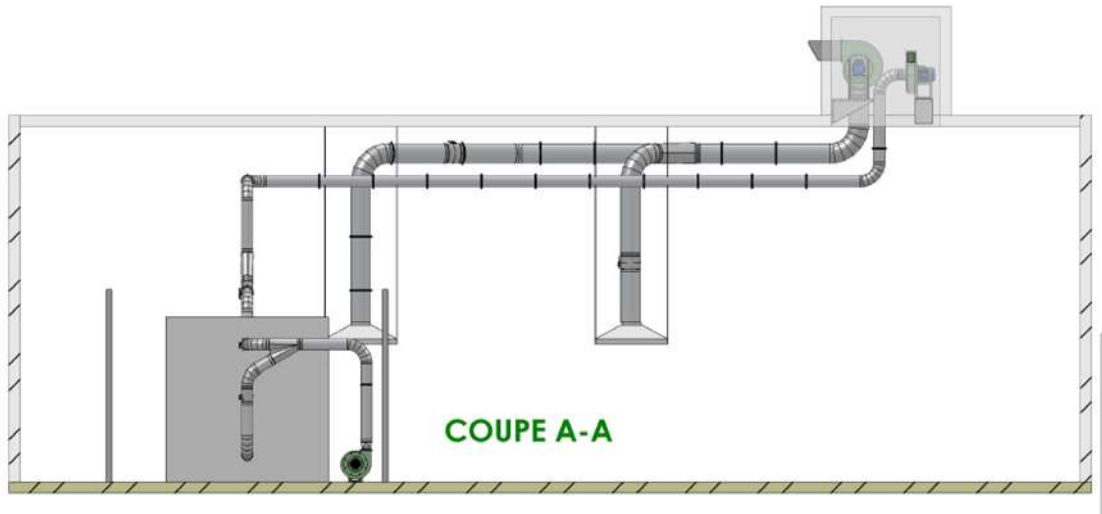


Figure 13 :Réseau de ventilation mécanique du caisson feu.



Figure 14 :Gaines de ventilation pour l'admission et l'extraction d'air.

- Ventilation naturelle

Il est possible de travailler en ventilation naturelle. Le système de guillotines réglables en hauteur permet de modifier la surface de l'ouverture pour l'entrée d'air frais provenant de l'extérieur (Figure 15).



Figure 15 :Ouvertures de ventilation naturelle.

3.5.3 Système d'acquisition

Le système d'acquisition comprend :

- Des modules MD 160 à 8 entrées pour récupérer les températures issues des thermocouples placés à l'intérieur des locaux et au contact des parois.
- Des modules d'entrée analogiques à 0-10V ou 4-20 mA, MD 100, pour récupérer les données provenant des fluxmètres, analyseur de gaz, queues de cochon (pour la pression statique dans le local) et tubes de Pitot.
- Des modules de liaison ML120, pour transformer le signal provenant de l'ordinateur (ici par USB) en signal compatible modbus (ici par câble RS485). Ces modules sont nécessaires pour assurer la communication entre l'ordinateur et les appareils « esclaves ».
- Des capteurs/transmetteurs de pression différentielle CP 111 et 112 AO. Pour le premier, la gamme d'utilisation est de 0-100Pa et pour le second, de 0-1000Pa. La gamme de tension en sortie est comprise entre 0 et 10 V. Ce capteur, actif, est alimenté en série à la suite des modules.
- Des capteurs/transmetteurs de pression différentielle 112 PN dans la gamme 0-100Pa. La gamme de tension en sortie est comprise entre 0 et 10 V. Ce capteur est passif et doit donc être alimenté indépendamment.

3.5.4 Instrumentation

L'instrumentation comprend :

- Une balance de précision SARTORIUS, placée dans une boîte en inox isolée thermiquement, pour la mesure de la perte de masse du combustible au cours du temps. Elle peut supporter une charge maximale de 150 kg, avec une précision de 1 g et un temps de réponse de 0.1 s.
- Des thermocouples pour la mesure de température sur les parois et à l'intérieur des locaux (Figure 16 et Figure 17).

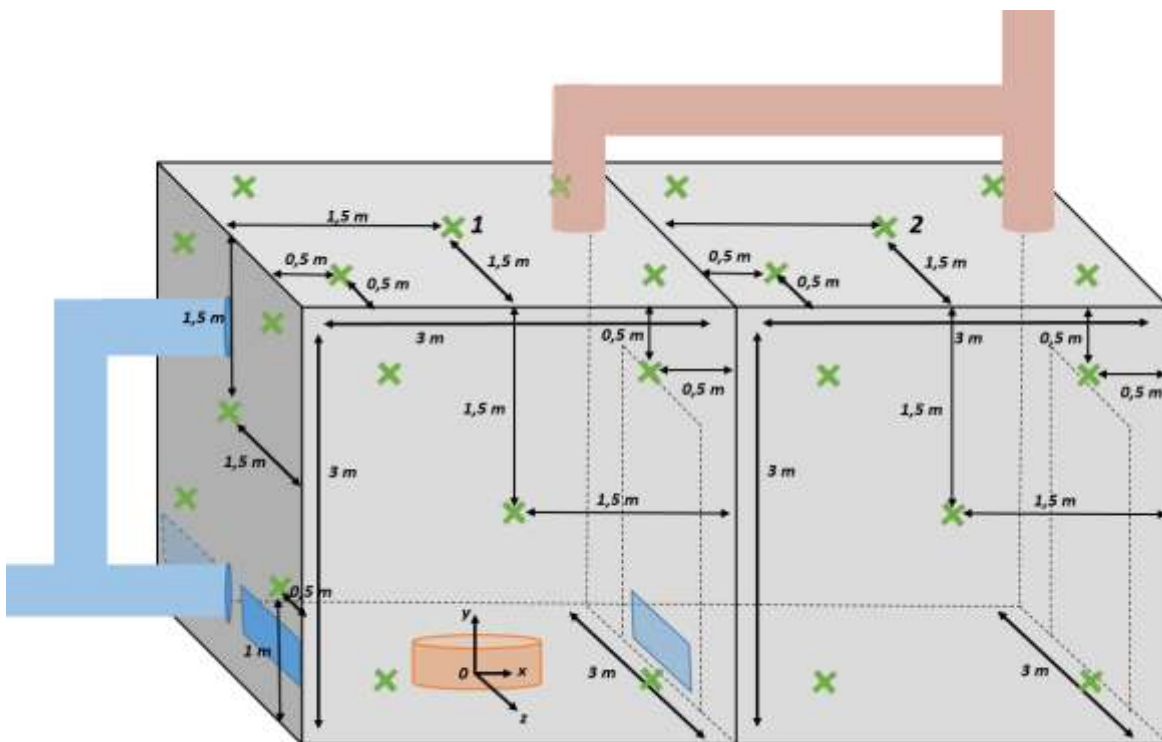


Figure 16 : Position des thermocouples sur les parois.

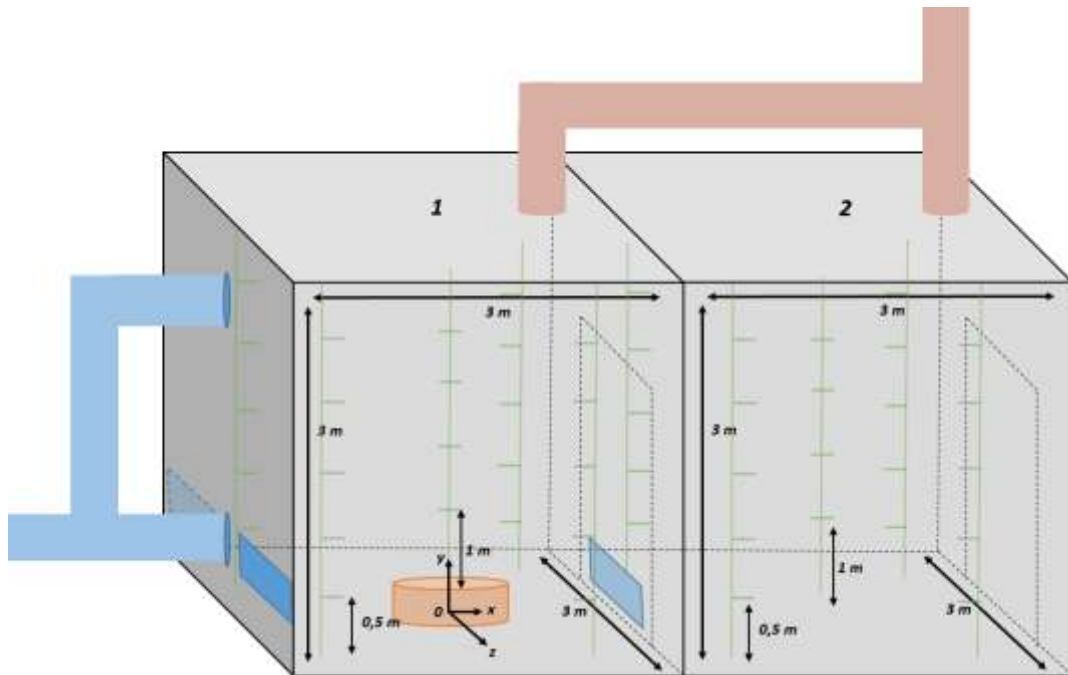


Figure 17 : Position des thermocouples à l'intérieur des locaux.

- Des fluxmètres refroidis radiatifs et totaux répartissur l'ensemble des paroiscomme le montre la Figure 18.

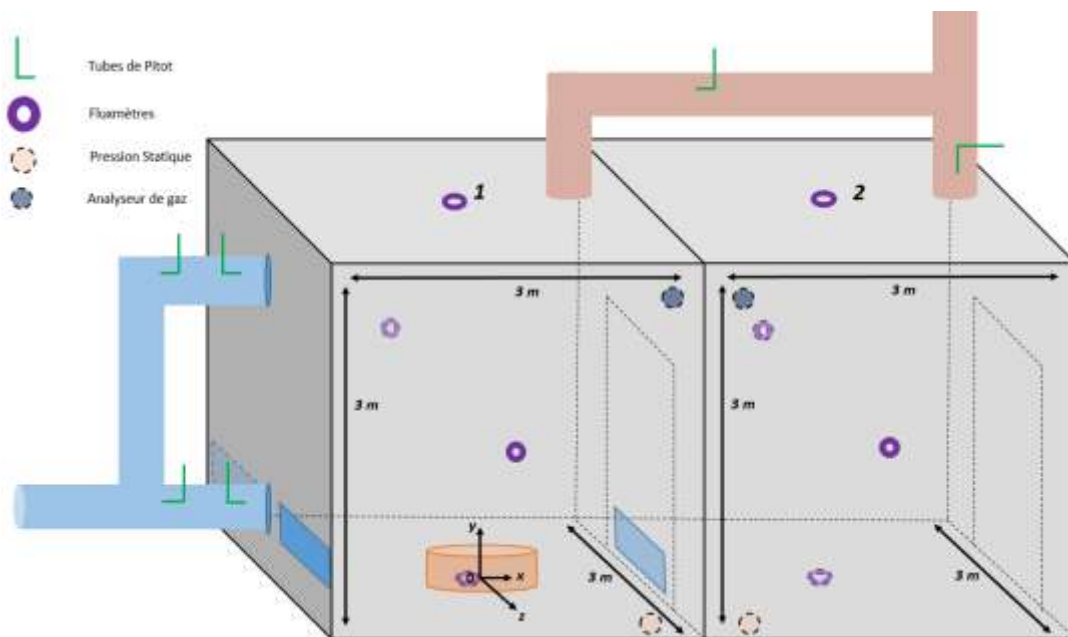


Figure 18 :Position des différentes instrumentations (fluxmètre, tubes de Pitot, analyseur de gaz et pression statique)

- Des tubes de Pitot avec ou sans thermocouple intégré. Chaque branche d'admission possède deux tubes de Pitot, dont un avec thermocouple intégré. Un tube de Pitot avec thermocouple est placé sur chaque branche d'extraction (Figure 18).
- Deux analyseurs de gaz, un par local (Figure 18), pour les mesures concomitantes de O₂,CO et CO₂.
- Une prise de mesure de pression statique dans chaque local. Un capteur associé à une « queue de cochon » permet la mesure de la différence de pression entre l'intérieur du local et la pression atmosphérique. Cette queue de cochon permet de refroidir le gaz prélevé, par simple dissipation, afin de ne pas endommager le capteur de pression.

3.6 Validation du code CEIL®

3.6.1 Configuration d'essais

Une campagne d'essais de validation du code CEIL® a été menée dans le caisson feu de l'IUSTI. La validation a porté sur deux configurations d'incendie dans le local 1 du caisson feu: un feu d'éthanol ventilé pendant les dix premières minutes seulement et un feu de PMMA ventilé tout au long de l'essai. Pour chaque essai, une mesure de la perte de masse est effectuée. Le débit de pyrolyse du combustible, déduit de cette mesure, est utilisé comme donnée d'entrée pour la simulation numérique. Chaque essai a été reproduit trois fois, afin de garantir la reproductibilité du test. Les temps de calcul pour les simulations de feux d'éthanol et de PMMA sont respectivement de 4140 s pour 2243 s de temps réel et de 7620 s pour 3752 s de temps réel.

3.6.1.1 Feu d'éthanol

Dans cette configuration, l'incendie est généré par la combustion d'éthanol disposé dans un bac circulaire en acier de 0,4 m². Les ouvertures naturelles en partie basse sur la face OUEST du caisson et la cloison sont intégralement ouvertes. Le débit d'extraction d'air est fixé initialement à 1000m³/h et le même réglage est maintenu pendant les 10 premières minutes.

Deux arbres de cinq thermocouples ont été disposés verticalement à un mètre de l'axe du foyer, à des hauteurs de 0,5 ; 1 ; 1,5 ; 2 et 2,5 m par rapport au plancher. Plusieurs thermocouples ont été placés sur les parois : cinq en plafond, quatre sur la cloison et cinq sur la face OUEST du caisson.

3.6.1.2 Feu de PMMA

Dans cette configuration, l'incendie est généré par la combustion de 19 kg de PMMA sous la forme de blocs disposés dans un bac circulaire en acier. Les ouvertures naturelles en partie basse sur la face OUEST du caisson et la cloison sont intégralement ouvertes. Le débit d'extraction d'air est fixé initialement à $1000\text{m}^3/\text{h}$ et le même réglage est maintenu durant toute la durée de l'essai.

Quatre arbres de cinq thermocouples ont été disposés verticalement à un mètre de l'axe du foyer, à des hauteurs de 0,5 ; 1 ; 1,5 ; 2 et 2,5 m par rapport au plancher. Plusieurs thermocouples ont été placés sur les parois : cinq en plafond, quatre sur la cloison et cinq sur la face OUEST du caisson.

3.6.2 Comparaison des résultats du code CEIL® avec les résultats expérimentaux

Afin de simuler correctement les expériences présentées au paragraphe précédent, l'ouverture en partie basse de la cloison est représentée par une grille et les deux ouvertures naturelles en partie basse de la face OUEST du caisson (Figure 15) sont représentées par une seule ouverture de surface équivalente. Les calculs se font à débit prescrit en imposant les débits de pyrolyse déduits des mesures de perte de masse au cours du temps (Figure 19). La Figure 20 monte les évolutions temporelles des débits volumiques de ventilation mesurés expérimentalement pour les deux scénarios de feu.

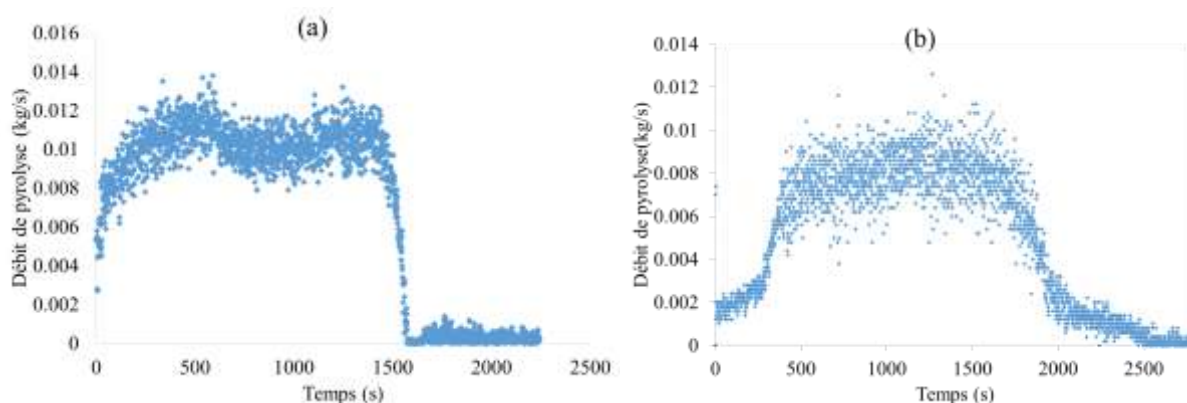


Figure 19 : Evolutions au cours du temps des débits de pyrolyse expérimentaux pour les feux d'éthanol (a) et de PMMA (b).

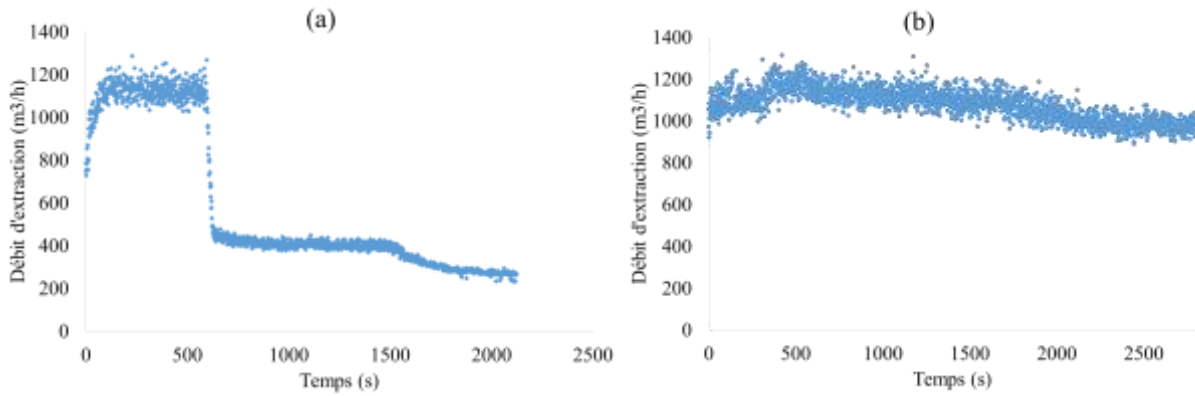


Figure 20 : Evolutions au cours du temps des débits de ventilation mesurés expérimentalement pour les feux d'éthanol (a) et de PMMA (b).

Les paramètres et données d'entrée pour les deux simulations sont rassemblés dans le Tableau 4.

	Feu d'éthanol	Feu de PMMA
Local		
Dimensions	3m×3m×3m	
Ouvertures naturelles		
Grille sur la cloison :		
• Section	0,24 m ²	
• Position basse	0,32 m	
• Position haute	0,62m	
• Résistance de l'air	10 m ⁻⁴	
Ouverture sur la face OUEST :		
• Position basse	0,32 m	
• Position haute	0,62m	
• Largeur	1,6m	
Ventilation	Extraction en partie haute à 1000 m ³ /h pendant les 10 premières minutes	Extraction en partie haute à 1000 m ³ /h durant tout l'essai
Parois		
Nombre de matériaux constitutifs	1	
Nature	Acier	
Epaisseur	0,01 m	
Masse volumique	7800 kg/m ³	
Chaleur spécifique	480 J/kg/K	
Conductivité thermique	50 W/m/K	
Emissivité	0,7	
coefficients convectifs intérieurs	plafond : 25 W/m ² /K plancher : 2 W/m ² /K faces latérales : 10 W/m ² /K	
coefficient convectif extérieur	5 W/m ² /K	

Foyer		
Surface du bac et hauteur du foyer	0,4 m ² et 0,4 m	
Combustion	expérimental (Figure 20)	
Débit de pyrolyse		
Chaleur de combustion	26,8 MJ/kg	24,9 MJ/kg
Rapport stœchiométrique	8,95	14,14
Taux limite d'oxygène	1%	
Constante des gaz parfaits pour les gaz brûlés	295,8 J/kg/K	284 J/kg/K
Chaleur spécifique des gaz de pyrolyse	1423,7 J/kg/K	1660 J/kg/K
Chaleur spécifique des gaz brûlés	1313 J/kg/K	1271 J/kg/K
Rendement de combustion	0,8	
Transferts thermiques		
émissivité des gaz de la zone chaude	0,9	
émissivité des gaz du panache	0,5	
facteur de forme panache/zone froide	0,5	
coefficient convectif à l'interface	10 W/m ² /K	
Conditions initiales		
Température ambiante dans le local	299,15 K	299,15 K
Température des parois	301,15 K	298,15 K
Température extérieur	301,15 K	298,15 K
Température dans le réseau de ventilation	299,15 K	299,15 K
Taux d'oxygène	21%	21%
Conditions extérieures		
Pression extérieure	1,013.10 ⁵ Pa	
Température extérieure pour l'ouverture	299,15 K	
Chaleur spécifique de l'air	1004 J/kg/K	
Constante des gaz parfaits de l'air	287 J/kg/K	
Pas de temps	1.10 ⁻⁵ s	1.10 ⁻⁵ s

Tableau 4 : Paramètres et données d'entrée du code ŒIL® pour les simulations des feux d'éthanol et de PMMA dans le caisson feu de l'IUSTI.

La validation du code ŒIL® a consisté, pour les feux d'éthanol et de PMMA, à comparer les évolutions temporelles prédites et mesurées des températures moyennes de paroi sur la face OUEST du caisson, du plafond et de la zone chaude. La moyenne en zone chaude est faite pour l'expérience sur les thermocouples placés au-dessus de 0,5 m de hauteur.

3.6.2.1 Feu d'éthanol

Le comportement du feu observé expérimentalement est correctement reproduit par le code CEIL®. Les températures sur la paroi OUEST (Figure 21a) et en plafond (Figure 21b) augmentent sur les 1500 premières secondes, puis diminuent ensuite par épuisement du combustible. La température maximale en plafond est d'environ 185 °C, légèrement supérieure à celle obtenue sur la paroi OUEST qui est d'environ 150 °C. Dans la zone chaude (Figure 21c), l'accord se dégrade quelque peu, notamment dans la phase où le feu est ventilé mécaniquement ($t < 600$ s). Dans cette phase, le code CEIL® sous-estime la température des gaz, mais l'écart ne dépasse pas 50 degrés.

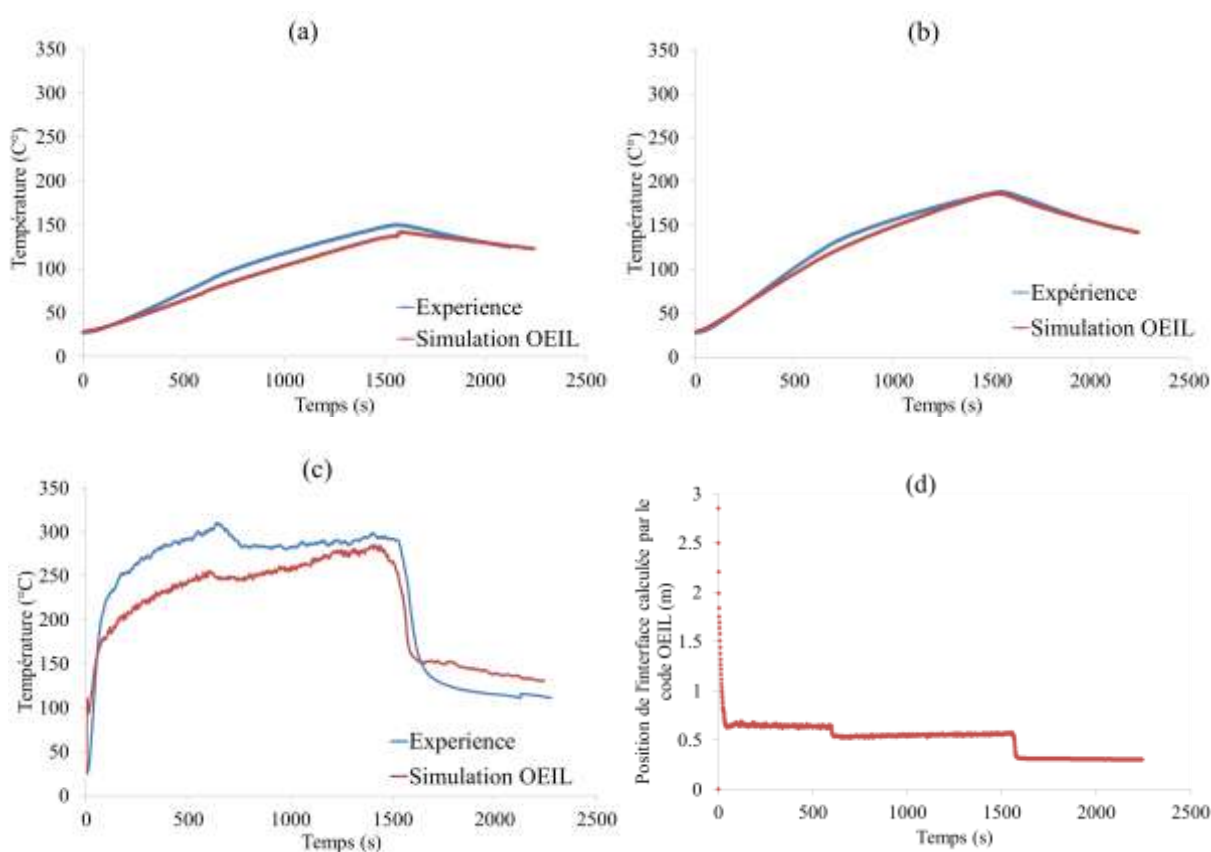


Figure 21 : Feu d'éthanol : comparaison des évolutions temporelles prédites et mesurées des températures de la paroi OUEST (a), du plafond (b) et de la zone chaude (c), et évolution temporelle de la position de l'interface zone chaud/zone froide calculée par le code CEIL® (d).

La Figure 21d montre l'évolution au cours du temps de la position de l'interface zone chaude/zone froide. On distingue trois paliers. L'interface se positionne dès les premières secondes au niveau des ouvertures, puis descend d'environ 10 cm lorsque la ventilation

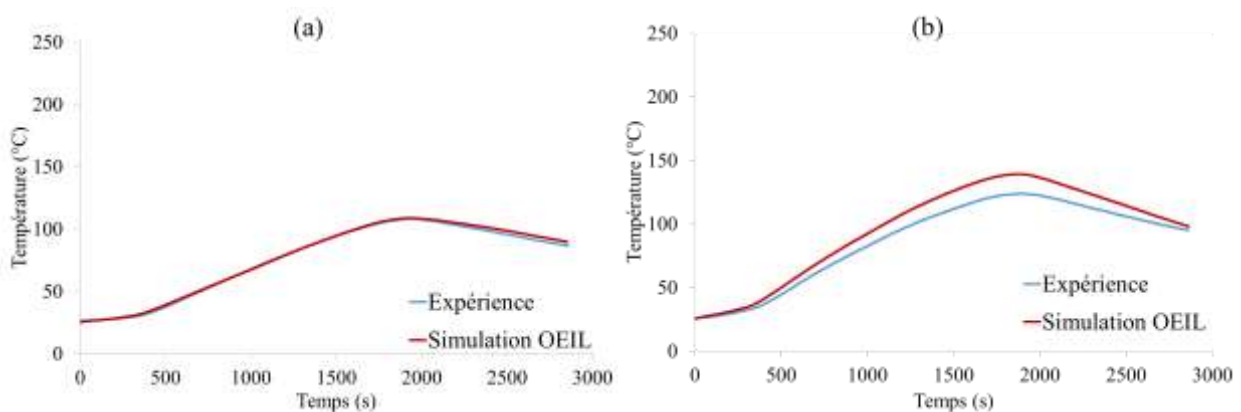
s'interrompt, pour enfin se positionner à 30 cm de hauteur après épuisement du combustible ($t > 1550$ s). Ce comportement peut expliquer l'inversion en fin de feu des températures moyennes prédite et mesurée en zone chaude (Figure 21c).

3.6.2.2 Feu de PMMA

Pour le feu de PMMA, l'accord entre le modèle et l'expérience est excellent, aussi bien pour la température moyenne en zone chaude (Figure 22c) que pour les températures moyennes de la paroi OUEST (Figure 22a) et du plafond (Figure 22b).

Comparé au feu d'éthanol :

- les températures moyennes sont légèrement plus faibles, ce qui peut être attribué d'une part, à un débit de pyrolyse et, à un degré moindre, à une chaleur de combustion, plus faible et, d'autre part, à l'effet de la ventilation sur toute la durée de l'essai.
- l'évolution temporelle de la position de l'interface, donnée sur la Figure 22d, est sensiblement différente. L'interface met plus de temps à se positionner au niveau des ouvertures (environ 35 s), y reste jusqu'à épuisement du combustible, pour enfin remonter jusqu'à 2 m de hauteur sous l'effet de l'extraction continue des fumées chaudes.



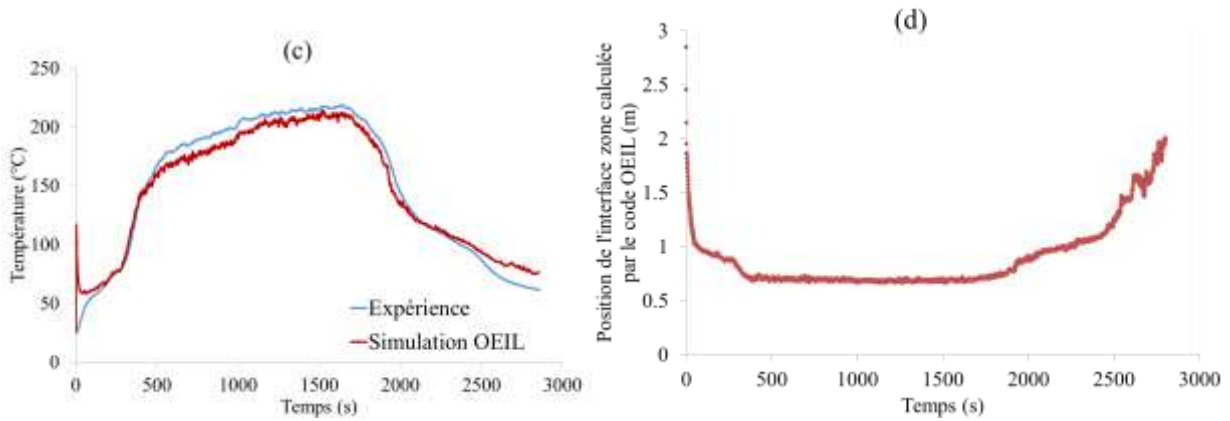


Figure 22 : Feu de PMMA : comparaison des évolutions temporelles prédites et mesurées des températures de la paroi OUEST (a), du plafond (b) et de la zone chaude (c), et évolution temporelle de la position de l'interface zone chaud/zone froide calculée par le code OEIL® (d).

4. PROPAGATION DU FEU A L'ECHELLE D'UN NAVIRE

4.1 Etude bibliographique des modèles de propagation dans les EMC

Comme nous l'avons évoqué dans la présentation du contexte de l'étude, la recherche et le développement des modèles de propagation de feu dans les ensembles massivement multi-compartimentés ont subi plusieurs évolutions ces dernières décennies. Jusqu'au début des années 2000, en raison de la difficulté à prendre en compte tous les facteurs physiques affectant la croissance et la propagation du feu, ces modèles ont été souvent construits en utilisant une approche purement probabiliste. Dans [16], Ramachanandran résume et analyse les travaux marquants antérieurs à 2002 reposant sur ce type d'approche : modèle épidémique [17,18], théorie de la marche aléatoire [19,20], processus de Markov [21,22,23], percolation [24,25] et réseau probabiliste [26,27]. Comme l'a souligné Ramachanandran dans son étude, ces modèles ne permettent pas de modéliser correctement la propagation d'un feu dans un EMC et ce, pour plusieurs raisons, notamment leur incapacité à prendre en compte la dynamique du processus de propagation ou la physique de transition entre locaux à courte et longue distances. C'est pourquoi des modèles de réseaudéterministes ou probabilistes incluant tout ou partie des aspects physiques liés à la propagation dans les EMC ont été développés. Certains de ces modèles sont rapidement présentés ci-après.

FIRECAM[29] et FiERASystem [30,31]

Ces deux outils, développés par le Conseil National de Recherches du Canada, reposent sur un même concept. FIRECAM est plutôt dédié à l'évaluation du risque dans les immeubles d'appartements et de bureaux, FiERASystem à celle dans les bâtiments industriels légers. Ils possèdent un certain nombre de sous-modèles pour décrire le développement du feu, la production de fumées et leur propagation, le fonctionnement des détecteurs et des systèmes d'extinction, l'évacuation des occupants et le comportement de la structure à l'agression du feu. Ils reposent sur un graphe orienté où, pour simplifier le problème, tous les compartiments d'un même étage sont regroupés en un seul compartiment, à l'exception de l'étage où le feu a éclaté. L'étage d'éclatement comprend ainsi le compartiment d'origine du feu et un deuxième compartiment qui regroupe tous les autres compartiments de cet étage. Compte tenu de cette simplification, le modèle proposé ne permet pas de décrire la propagation du feu entre les compartiments d'un même étage, ce qui est rédhibitoire pour la présente étude.

SCHEMA-SI [32]

Le modèle développé par le CSTB permet l'évaluation du risque incendie, il est basé sur l'utilisation des réseaux de Pétri⁶ stochastiques et de modèles simplifiés d'évaluation des grandeurs physiques liées à l'incendie que sont la température de la zone de fumée et la hauteur libre de fumée. Le but étant d'identifier les mesures de sécurité les plus efficaces. Pour ce faire, à l'aide de nombreuses simulations, le niveau de sécurité est représenté par le rapport du nombre de fois où les événements non souhaités (décès multiples, embrasement généralisé...) se sont produits au nombre total de simulations. Ainsi, plus le rapport est faible, meilleure est la sécurité.

CRISP II [33,34]

CRISP II est un modèle principalement déterministe développé par le centre de recherche britannique FRS. Il s'appuie cependant sur des simulations de Monte-Carlo pour générer de multiples scénarios d'incendie. Il permet d'évaluer différents dispositifs capables

⁶ Les réseaux de Pétri sont des outils graphiques qui permettent de modéliser un processus dans sa globalité, par la description de processus interdépendants. On y trouve deux types de nœuds : les nœuds décrivant l'état d'un composant (nœud passif) et les nœuds de transition (nœud actif). Dans le cas de l'application aux incendies de ce type de réseaux par le CSTB, l'état de composants passifs que sont le bâtiment, les locaux et les ouvrants, passent par des étapes de transition, qui sont passantes lorsque certaines conditions sont remplies, concernant la température et le remplissage de fumées.

d'améliorer la sécurité incendie. Le modèle est composé de sous-modèles comme le modèle à zone CFAST, un sous-modèle de comportement humain et de nombreux sous-modèles de comportement de composants. Après de nombreux scénarios simulés, le risque incendie représente le nombre de décès sur le nombre total de scénarios.

PFS(Probabilistic Fire simulator) [35]

PFS est un outil d'analyse du risque déterministe développé par le centre de recherche finlandais VTT. Basé sur les simulations de Monte Carlo pour faire varier l'état initial de la configuration étudiée, il utilise différents sous-modèles tels que le modèle à zones CFAST et un sous-modèle d'arbre d'événements dépendant du temps.

CESARE-Risk [36]

CESARE-Risk est un modèle développé par le Centre de Recherche pour la Sécurité de l'Environnement et de l'Ingénierie des Risques en Australie. Il utilise plusieurs sous-modèles déterministes afin de décrire le développement du feu, la production de fumées et leur propagation dans un bâtiment comme un modèle zonal (NRCC FireGrowth Model). Un arbre d'événements décrit les conditions de l'immeuble et représente les différents scénarios de feu survenant avec une certaine probabilité en utilisant la méthode de Monte-Carlo.

QRA (Quantitative Risk Assessment) de l'Université de Lund [37-39]

L'université de Lund a développé un modèle pour estimer le risque incendie en utilisant la norme probabiliste QRA basée sur un nombre élevé de résultats de sous-scénarios déterministes où les scénarios sont décrits comme un arbre d'événements. Cette norme a été étendue afin de prendre en compte les incertitudes liées aux différentes variables utilisées. Elle intègre différents sous-modèles comme le modèle à zones FAST [40].

HAZARD I [41]

HAZARD I est un modèle totalement déterministe développé pour l'analyse du risque. Il couple différents sous-modèles : le modèle à zones FAST [40], un sous-modèle d'activation de détecteurs et de sprinklers, un sous-modèle d'évacuation des personnes et un sous-modèle de létalité basé sur la température et la toxicité des fumées.

FSSIM [42,43]

FSSIM (pour Fire and SmokeSIMulator) est un modèle de réseau totalement déterministe développé par Floyd et al. pour simuler le développement d'un feu et la propagation des fumées dans un ensemble de compartiments en présence d'un système complexe de ventilation. Il inclut la conduction de chaleur à travers des parois multi-matériau, les échanges radiatifs, le réseau HVAC (tos : heating, ventilation and air conditioning), la détection, la suppression, et la combustion sous-oxygénée. Un nœud du réseau est soit un compartiment, soit un composant du système HVAC. Les transferts de chaleur et de masse se produisent aux jonctions entre nœuds. D'après les auteurs, la principale limitation du code FSSIM est qu'il repose, à l'échelle d'un local, sur un modèle à une zone. Ceci a pour effet, en cas de stratification, de surestimer le transfert de chaleur dans la partie basse du local et à le sous-estimer dans la partie haute. Les résultats du modèle à une zone sont comparés à ceux obtenus avec FDS du NIST pour un seul compartiment, confirmant la limitation mentionnée précédemment. La validation du modèle de réseau par confrontation aux mesures réalisées lors d'essais sur la partie sous-marine de l'ex-USS Shadwell (23 compartiments) montre néanmoins une réelle capacité du modèle à prendre en compte la complexité du système de ventilation.

Modèle de Overholt et Ezekoye [44]

Basé sur une approche d'inférence bayésienne, ce modèle utilise une distribution de probabilité pour décrire les paramètres d'entrée du modèle. Des corrélations empiriques, des codes à zone ou des modèles CFD peuvent être utilisés. Des probabilités sont ensuite calculées pour évaluer l'occurrence d'événements.

Modèle de Cheng et Hadjisophocleous [45]

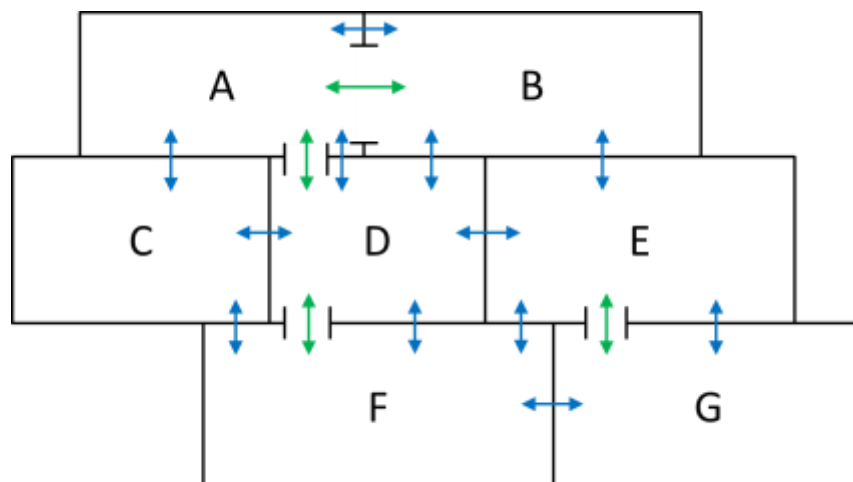
Le modèle de propagation du feu de Cheng et Hadjisophocleous est un modèle de réseau bayésien reposant sur un graphe orienté et sur l'utilisation de lois normales pour calculer les probabilités d'inflammation et de flashover dans un local, et de transmission par une paroi, une fenêtre ou une porte. Les durées moyennes de transmission sont déduites de corrélations empiriques et la puissance du feu est donnée par la relation (tos : t-squared fire) : $\dot{Q} = \alpha(t - t_{ig})^2$ pour $t_{ig} < t < t_{fo}$, où α (kW/s²) est un paramètre de croissance qui dépend du type de feu standard retenu. Le modèle suppose en outre un arrangement très simple de locaux types.

Ce travail de thèse utilise l'approche probabiliste proposée par Cheng et Hadjisophocleous. Nous verrons qu'il s'en démarque de plusieurs façons : utilisation d'un réseau amorphe polydisperse de locaux, détermination des durées moyennes des lois normales de probabilité à l'aide d'un modèle à zones, calcul du profil de feu prenant en compte les spécificités des locaux réels impliqués dans l'incendie (charge calorifique, volume, isolation et ventilation) et prise en compte du mode de transmission du feu par les gaines de ventilation.

4.2 Présentation du modèle semi-physique de réseau

Le modèle semi-physique de réseau proposé est une extension du modèle de réseau de « petit monde », modèle à l'origine purement probabiliste développé par Watts et Strogatz [46]. L'extension a consisté à inclure le caractère dynamique de la propagation du feu et la physique des transitions entre locaux proches et distants, à savoir la transmission du feu par les parois et les ouvertures (la prise en compte de la transmission par les gaines de ventilation sera abordée dans le chapitre 8). De plus, ce réseau est polydisperse et amorphe ce qui lui permet de supporter un agencement réaliste de locaux de formes plus ou moins complexes. Le caractère dynamique du modèle repose sur l'utilisation des durées moyennes de transmission du feu par les parois et les ouvertures déterminées au préalable à l'aide du code ŒIL®.

Revenons sur la notion de réseau. À partir des informations de connectivité des locaux, il est possible de définir une représentation sous forme de graphe des chemins existants (paroi, gaine, ouvertures) entre les différents locaux du navire (Figure 23). Dans ce type de graphe, les nœuds représentent les locaux, et les liens les connexions entre deux locaux par une paroi, une gaine ou une ouverture.



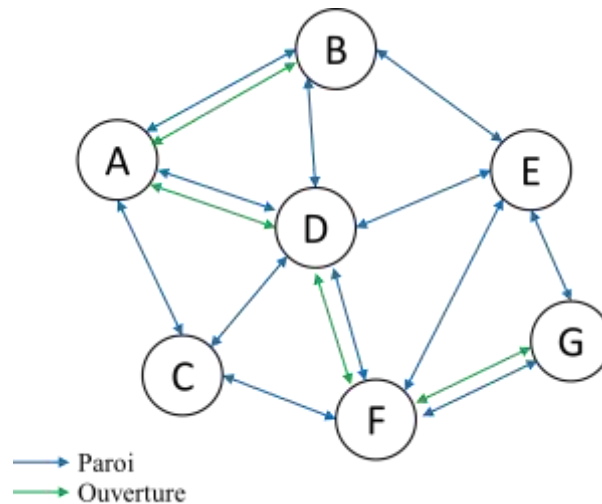


Figure 23: Connectivités des locaux du réseau.

4.2.1 Hypothèses du modèle

Le modèle proposé repose sur les hypothèses et principes suivants :

- H1 : L'occurrence de flashover dans un local, la transmission du feu par une paroi et la propagation d'un local à un autre sont représentées par des lois normales de probabilité. L'écart type associé représente 15% de la valeur moyenne.
- H2 : La probabilité de transmission par une ouverture est égale à un.
- H3 : L'inflammation d'un local en feu, noté 1, vers un local cible, noté 2, ne se produit que si le feu dans le local 1 est pleinement développé et qu'il y a eu transmission du local 1 au local 2.
- H4 : la transmission du feu par une paroi a lieu lorsque la température de la face opposée au feu dépasse de 140 degrés la température initiale (norme SOLAS).
- H5 : la phase de décroissance est négligée. La probabilité de transmission dans cette phase est donc nulle. Des calculs préliminaires ont en effet montré que la phase de décroissance était sans influence sur la propagation du feu, ce qui revient à admettre que l'extinction se produit à la fin de la phase de feu pleinement développé.

- H6 : la propagation du local 1 vers le local 2 n'est effective que lorsque l'inflammation a eu lieu dans le local 2 et que le feu dans ce local y est pleinement développé.
- H7 : l'évolution de la température du gaz en zone chaude, jusqu'au flashover, suit la courbe de feu du CNPP, car ce type de feu est bien adapté au domaine naval militaire.
- H8 : la durée moyenne de flashover est définie comme l'intervalle de temps entre l'inflammation et le temps au bout duquel la température dans la zone chaude atteint la température de 350 °C [57].

Les probabilités de feu pleinement développé et de transmission reposent sur la détermination des valeurs moyennes des durées de flashover et de transmission du feu par les parois et les ouvertures en fonction de la charge calorifique, des dimensions, de l'isolation et des ouvertures des locaux. On utilise pour cela le code à zones OEIL® présenté au paragraphe 3.4

Dans ce qui suit, nous noterons t_{fo} et t_{de} les instants où se produisent le flashover et la décroissance du feu. Les indices th , tvh et tvb correspondent respectivement aux transmissions du feu dans la direction horizontale et dans la direction verticale vers le haut et vers le bas.

4.2.2 Calcul des probabilités du modèle

Probabilité de transmission par une ouverture

Compte tenu de l'hypothèse H2, les probabilités de transmission horizontale ou verticale, vers le haut ou vers le bas sont données par :

$$P_{th}(1 \rightarrow 2) = 1$$

$$P_{tvh}(1 \rightarrow 2) = 1$$

$$P_{tvb}(1 \rightarrow 2) = 1$$

Probabilité de transmission au travers d'une paroi dans la phase de feu pleinement développé

La loi normale de probabilité de transmission du feu du local 1 vers le local 2 au travers d'une paroi s'exprime dans la phase de feu pleinement développé ($t_{fo} \leq t \leq t_{de}$):

$$P_{th}(1 \rightarrow 2) = \int_{t_{fo}}^t \frac{1}{\sigma_{th}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t - t_{fo}) - \mu_{th}]^2}{2\sigma_{th}^2}\right) dt \quad (23)$$

$$P_{tvh}(1 \rightarrow 2) = \int_{t_{fo}}^t \frac{1}{\sigma_{tvh}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t-t_{fo})-\mu_{tvh}]^2}{2\sigma_{tvh}^2}\right) dt \quad (24)$$

$$P_{tvb}(1 \rightarrow 2) = \int_{t_{fo}}^t \frac{1}{\sigma_{tvb}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t-t_{fo})-\mu_{tvb}]^2}{2\sigma_{tvb}^2}\right) dt \quad (25)$$

où σ et μ représentent l'écart type et la durée moyenne, comptée depuis l'instant du flashover, associés à chaque mode de transmission.

Au-delà de t_{de} , la probabilité est supposée nulle (H5).

Le calcul de l'intégrale se fait numériquement en utilisant la méthode de Simpson.

Probabilité d'inflammation

Trois cas d'inflammation du local 2 peuvent se produire selon que le local source 1 se trouve à côté, en-dessous ou au-dessus du local susceptible de s'enflammer. Les probabilités correspondantes sont notées $P_{igh}(1 \rightarrow 2)$, $P_{igvh}(1 \rightarrow 2)$ et $P_{igvb}(1 \rightarrow 2)$.

D'après l'hypothèse H3, l'inflammation du local 2 ne se produit que lorsque le feu dans le local 1 est pleinement développé et que la transmission du feu du local 1 au local 2 a eu lieu. On peut donc écrire en termes de probabilités :

$$P_{ig}(1 \rightarrow 2) = \begin{cases} P_{igh}(1 \rightarrow 2) = P_{th}(1 \rightarrow 2) \times P_{fd}(1) \\ P_{igvh}(1 \rightarrow 2) = P_{tvh}(1 \rightarrow 2) \times P_{fd}(1) \\ P_{igvb}(1 \rightarrow 2) = P_{tvb}(1 \rightarrow 2) \times P_{fd}(1) \end{cases} \quad (26)$$

L'approche statistique consiste à tirer un nombre aléatoire R_{ig} , compris entre 0 et 1, et à comparer ce nombre aléatoire à la probabilité d'inflammation :

$$R_{ig} < P_{ig}(1 \rightarrow 2) \rightarrow \textit{inflammation}$$

$$R_{ig} > P_{ig}(1 \rightarrow 2) \rightarrow \textit{pas d'inflammation}$$

Si l'inflammation a lieu, alors le temps d'inflammation est égal au temps courant, $t = t_{ig}$.

Lorsqu'un local cible est adjacent à plusieurs locaux en feu pleinement développé, 1 et 3, le calcul de la probabilité est plus complexe. Par exemple, dans le cas où le feu est pleinement développé dans les locaux 1 et 3, adjacents au local 2, la probabilité d'inflammation du local 2 est alors donnée par :

$$P_{ig}(1 \text{ et } 3 \rightarrow 2) = P_{igvh}(1 \rightarrow 2) + P_{igh}(3 \rightarrow 2) - P_{igvh}(1 \rightarrow 2) \times P_{igh}(3 \rightarrow 2) \quad (27)$$

Le critère d'inflammation du local 2 devient : $R_{ig} < P_{ig}(1 \text{ et } 3 \rightarrow 2)$.

Probabilité de feu pleinement développé

Immédiatement après le flashover, le feu devient un feu pleinement développé dont la probabilité est définie par :

$$P_{fd}(2) = \begin{cases} \int_{t_{ig}}^t \frac{1}{\sigma_{fo}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t-t_{ig})-\mu_{fo}]^2}{2\sigma_{fo}^2}\right) dt & \text{si } t_{ig} < t < t_{de} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (28)$$

où σ_{fo} et μ_{fo} représentent l'écart type et la durée moyenne de flashover calculée à l'aide du code à zones CEIL®. On rappelle l'hypothèse H8 : la durée moyenne de flashover est définie comme l'intervalle de temps entre l'inflammation et le temps au bout duquel la température dans la zone chaude atteint la température de 350 °C.

Une fois la probabilité calculée numériquement par la méthode de Simpson, on tire ensuite un nombre aléatoire R_{fd} , compris entre 0 et 1, que l'on compare à la probabilité calculée :

$$R_{fd} < P_{fd}(2) \rightarrow \text{feu pleinement développé}$$

$$R_{fd} > P_{fd}(2) \rightarrow \text{pas de feu pleinement développé}$$

Si $R_{fd} < P_{fd}(2)$, alors le temps de flashover est égal au temps courant, $t = t_{fo}$.

Probabilité de propagation

Compte tenu de l'hypothèse H6, la probabilité que le feu se propage du local 1 au local 2 est égale au produit de la probabilité d'inflammation du local 2 par la probabilité de feu pleinement développé dans ce local:

$$P_{propagation}(1 \rightarrow 2) = P_{ig}(1 \rightarrow 2) \times P_{fd}(2) \quad (29)$$

4.2.3 Détermination des paramètres du modèle

Le modèle de réseau requiert un certain nombre de paramètres. Ces paramètres sont les durées moyennes de flashover, μ_{fo} , et de transmission horizontale et verticale, vers le haut et vers le bas, par les parois, μ_{th} , μ_{tvh} et μ_{tvb} . On rappelle (H1) que : $\sigma_{fo} = 0,15\mu_{fo}$, $\sigma_{th} = 0,15\mu_{th}$, $\sigma_{tvh} = 0,15\mu_{tvh}$ et $\sigma_{tvb} = 0,15\mu_{tvb}$.

Durée moyennede flashover théorique pour tous les locaux

La durée moyenne de flashover théorique, μ_{fo}^{the} , est donc le laps de temps qui sépare l'inflammation du flashover théorique (voir hypothèse H8). On suppose en outre que l'évolution de la température, de l'inflammation du local jusqu'au flashover, suit la courbe de feu du CNPP. Cette courbe, nous l'avons précisé au paragraphe 3.2, correspond à un local type de référence, noté L_{ref} , en termes de volume, de surface du foyer, de dimensions des ouvertures et de propriétés des parois, et à un contexte (voir Tableau 3). Ce flashover est dit « théorique » dans la mesure où la température du feu du CNPP augmente continuellement. Nous verrons au paragraphe suivant comment le corriger afin de tenir compte d'une limite associée au débit de pyrolyse.

Considérons maintenant, pour un même contexte, un local de même type que le local de référence mais qui en diffère par le volume, la surface du foyer, les dimensions des ouvertures et/ou les propriétés des parois. Le problème qui se pose est la détermination de μ_{fo}^{the} dans ce local, noté L_{nonref} .

La solution consiste :

- 1) à évaluer à l'aide du code CEIL® l'évolution temporelle du débit de pyrolyse donnant une évolution de la température de la zone chaude identique à celle de la courbe normalisée du CNPP dans le local L_{ref} .
- 2) à calculer avec le code CEIL®, en supposant que le débit de pyrolyse est conservé, la durée de flashover théorique du local L_{nonref} .

Plaçons-nous, par exemple, dans le cas d'un local de type « logement » avec au moins un accès ouvert vers l'extérieur (contexte 1 de l'Annexe 1) et cherchons la durée de flashover théorique pour un local dont le volume est 0,3 fois celui du local de référence, toutes choses égales par ailleurs.

Comme indiqué ci-dessus, on détermine tout d'abord, pour le local de référence, le débit de pyrolyse par ajustement des courbes calculées avec le code CEIL® et du CNPP (Figure 24). On calcule ensuite avec le code CEIL® la courbe de feu pour un local dont le volume a été divisé par 3, en utilisant le même débit de pyrolyse. Comparé au cas du local de référence, la Figure 24 montre une montée en température plus rapide et une phase de croissancethéorique plus courte (303 s vs. 525 s) dans le local de plus petit volume.

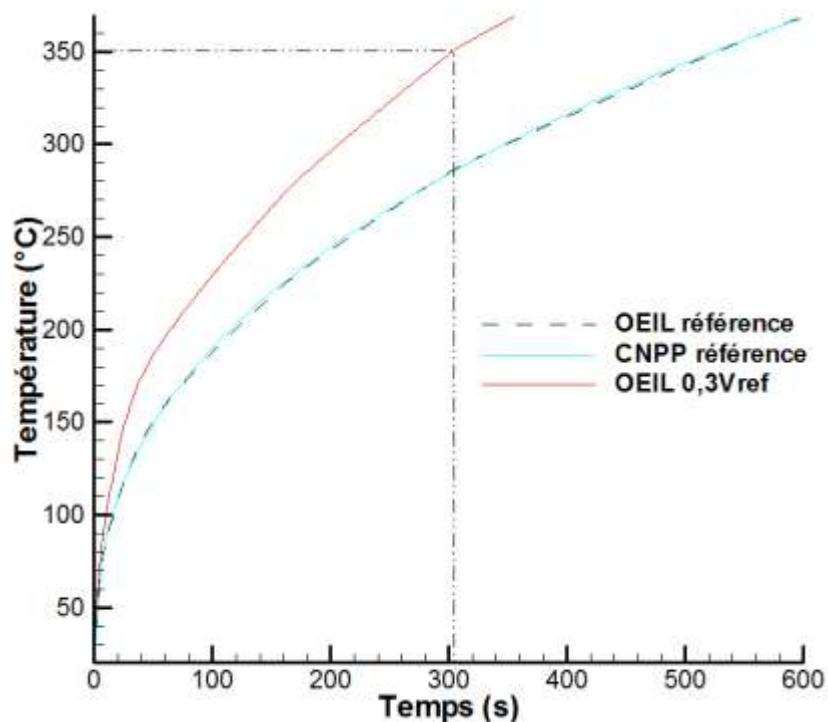


Figure 24 : Comparaison des courbes de feu pour un local de référence et un local de plus petit volume, $0,3V_{ref}$. L'origine des temps correspond ici à l'instant de l'inflammation du local.

L'ajustement des courbes calculées avec le code CEIL® et du CNPP a montré que, quel que soit le scénario de feu, le débit de pyrolyse jusqu'au flashover pouvait être représenté par un polynôme de degré 4. Ramené au temps courant de la propagation du feu à travers le réseau, ce débit s'écrit, pour $t_{ig} < t < t_{ig} + \mu_{fo}^{the}$:

$$\dot{m}(t) = a(t - t_{ig})^4 + b(t - t_{ig})^3 + c(t - t_{ig})^2 + d(t - t_{ig}) \quad (30)$$

Occurrence du flashover et débit effectif de pyrolyse

La courbe de feu du CNPP suppose une augmentation temporelle continue de la température en zone chaude, et par conséquent du débit de pyrolyse. Cela sous-entend que le flashover se produit dans tous les cas, ce qui n'est pas réaliste. On suppose alors que le débit de pyrolyse ne peut dépasser la valeur limite déterminée par la formule de Zabetakis et Burgess [90]:

$$\dot{m}_{lim} = S_{foy} \dot{m}_{\infty}'' [1 - \exp(-2k\beta r_{foy})] \quad (31)$$

où r_{foy} et S_{foy} représentent le rayon équivalent et l'aire du bac de combustible.

Le paramètre $k\beta$ représente l'inverse d'une longueur caractéristique et \dot{m}_{∞}'' le débit de pyrolyse pour un bac de taille infinie. Les termes $k\beta$ et \dot{m}_{∞}'' sont donnés par Babrauskas [91] pour de nombreux combustibles. En ce qui concerne les combustibles pour lesquels on ne dispose pas du paramètre $k\beta$, on suppose la taille du bac infini.

Une fois déterminé le débit limite de pyrolyse, on peut donc définir un critère d'occurrence de flashover en comparant ce débit limite au débit de pyrolyse calculé par l'équation (28) pour $t = t_{ig} + \mu_{fo}^{the}$:

$$\begin{aligned} \dot{m}(t_{ig} + \mu_{fo}^{th}) < \dot{m}_{lim} &\rightarrow \text{flashover et } \mu_{fo} = \mu_{fo}^{the} \\ \dot{m}(t_{ig} + \mu_{fo}^{the}) > \dot{m}_{lim} &\rightarrow \text{pas de flashover} \end{aligned}$$

S'il n'y a pas flashover dans le local, ce local ne peut propager le feu, même si la transmission par les parois est possible (H3).

En cas de flashover, le débit de pyrolyse croît jusqu'au débit de flashover, augmente rapidement jusqu'au débit limite, pour conserver cette valeur jusqu'à épuisement du combustible (Figure 25).

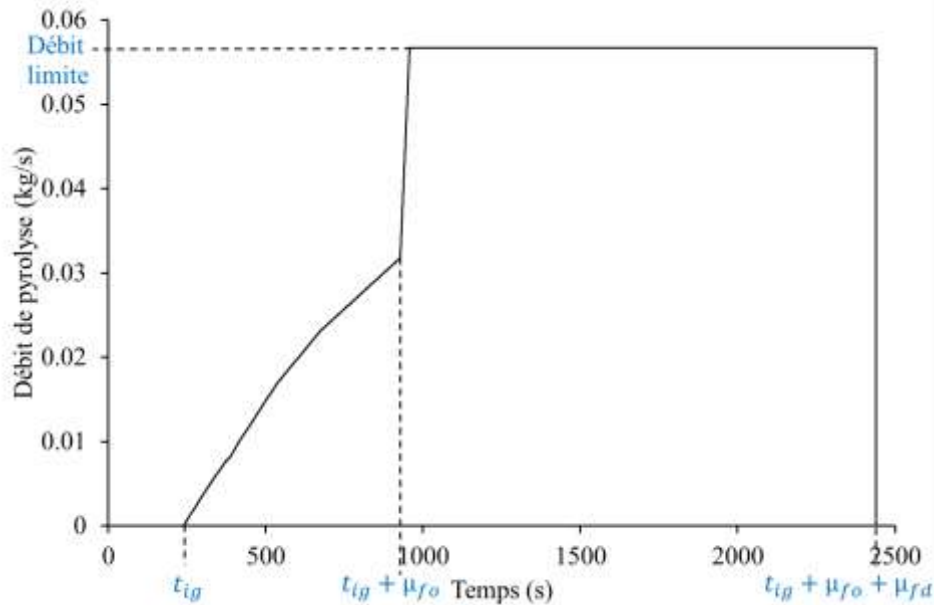


Figure 25 : Evolution temporelle du débit de pyrolyse en présence de flashover.

Durée effective du feu

Le calcul qui vient d'être fait suppose que, dans la phase de feu pleinement développé, le feu est parfaitement oxygéné et que le combustible brûle librement. En fait, la combustion peut être contrôlée par le combustible ou la ventilation. Cela dépend de la valeur du rapport $\Gamma = A_o \sqrt{H_o} / \varphi w_f A_F$ [92]:

$$\Gamma < 0,07 \rightarrow \text{régime contrôlé par la ventilation}$$

$$\Gamma \geq 0,07 \rightarrow \text{régime contrôlé par le combustible}$$

où $A_o \sqrt{H_o}$ est le facteur de ventilation ($m^{5/2}$) (A_o est la surface de l'ouverture, H_o sa hauteur), φ est la surface spécifique du combustible (m^2/kg), w_f est la charge par unité de surface du combustible dans le local (kg/m^2) et A_F est la surface au sol du local (m^2) (NB : $m = w_f A_F$ est la masse de combustible).

Selon le régime de combustion, la durée de feu pleinement développé est déterminée à l'aide de formules empiriques [93] :

Régime contrôlé par la ventilation :

$$\mu_{fd} = \frac{10,56}{\Gamma\varphi} \quad (32)$$

Régime contrôlé par le combustible :

$$\mu_{fd} = \frac{151}{\varphi} \quad (33)$$

Le paramètre φ est généralement compris entre 0,1 et 0,4, mais pour la plupart des combustibles, $\varphi = 0,13 \text{ m}^2/\text{kg}$ [92].

En négligeant la phase de décroissance (H5), la durée effective du feu est alors donnée par :

$$\mu_{feu} = \mu_{fo} + \mu_{fd}$$

Il est également possible de calculer la masse de combustible réellement consommée sur la durée du feu définie par:

$$m = \int_{t_{ig}}^{t_{ig} + \mu_{fo} + \mu_{fd}} \dot{m} dt = m_{fo} + \dot{m}_{lim}\mu_{fd} \quad (34)$$

$$m = \int_{t_{ig}}^{t_{ig} + \mu_{fo}} \dot{m}(t)dt + \dot{m}_{lim}\mu_{fd} \quad (35)$$

Avec :

$$m_{fo} = \int_{t_{ig}}^{t_{ig} + \mu_{fo}} \dot{m}(t)dt = \frac{a}{5}\mu_{fo}^5 + \frac{b}{4}\mu_{fo}^4 + \frac{c}{3}\mu_{fo}^3 + \frac{d}{2}\mu_{fo}^2 \quad (36)$$

Méthodologie de calcul des paramètres

Pour un contexte donné, la méthodologie sur laquelle repose le calcul des paramètres du modèle est la suivante :

- a. Pour un local type de référence L_{ref} , on évalue à l'aide du code CEIL® l'évolution temporelle du débit de pyrolyse, $\dot{m}_{ref}(t)$, conduisant au profil de feu normalisé fourni par le CNPP jusqu'au flashover.

- b. Pour tous les autres locaux de même type L_{nonref} , le code ŒIL® est utilisé pour calculer la durée moyenne du flashover théorique, μ_{fo}^{the} , en conservant le débit de pyrolyse $\dot{m}_{ref}(t)$ (NB : il convient de préciser que le débit de pyrolyse surfacique $\dot{m}_{ref}'' = \dot{m}_{ref}/S_{fo}$ est, quant à lui, modifié). On en déduit alors, à l'aide de l'équation (28), le débit de pyrolyse correspondant, $\dot{m}(t_{ig} + \mu_{fo}^{th})$.
- c. L'équation (29) est utilisée pour le calcul du débit de pyrolyse limite \dot{m}_{lim} . Deux cas se présentent:
- Si $\dot{m}(t_{ig} + \mu_{fo}^{the}) < \dot{m}_{lim}$, alors il y a flashover et $\mu_{fo} = \mu_{fo}^{the}$.
On impose, au-delà de μ_{fo} et jusqu'à épuisement du combustible, le débit limite comme débit de pyrolyse.
 - Sinon, il n'y a pas flashover, ce qui revient à exclure ce local du processus de propagation (H3).
- d. Dans le cas de flashover, on calcule à l'aide du code ŒIL®, les valeurs moyennes des durées de transmission par les parois, μ_{th} , μ_{tvh} et μ_{tvb} .

4.2.4 Organigramme du modèle de réseau

L'organigramme du modèle de réseau est donné sur la Figure 26. Compte tenu du caractère probabiliste du modèle, il est nécessaire d'effectuer un grand nombre d'essais et d'extraire ensuite les moyennes statistiques des temps d'inflammation et de flashover. Des calculs préliminaires ont montré qu'un échantillonnage de 100 tirages était suffisant pour obtenir une bonne précision statistique.

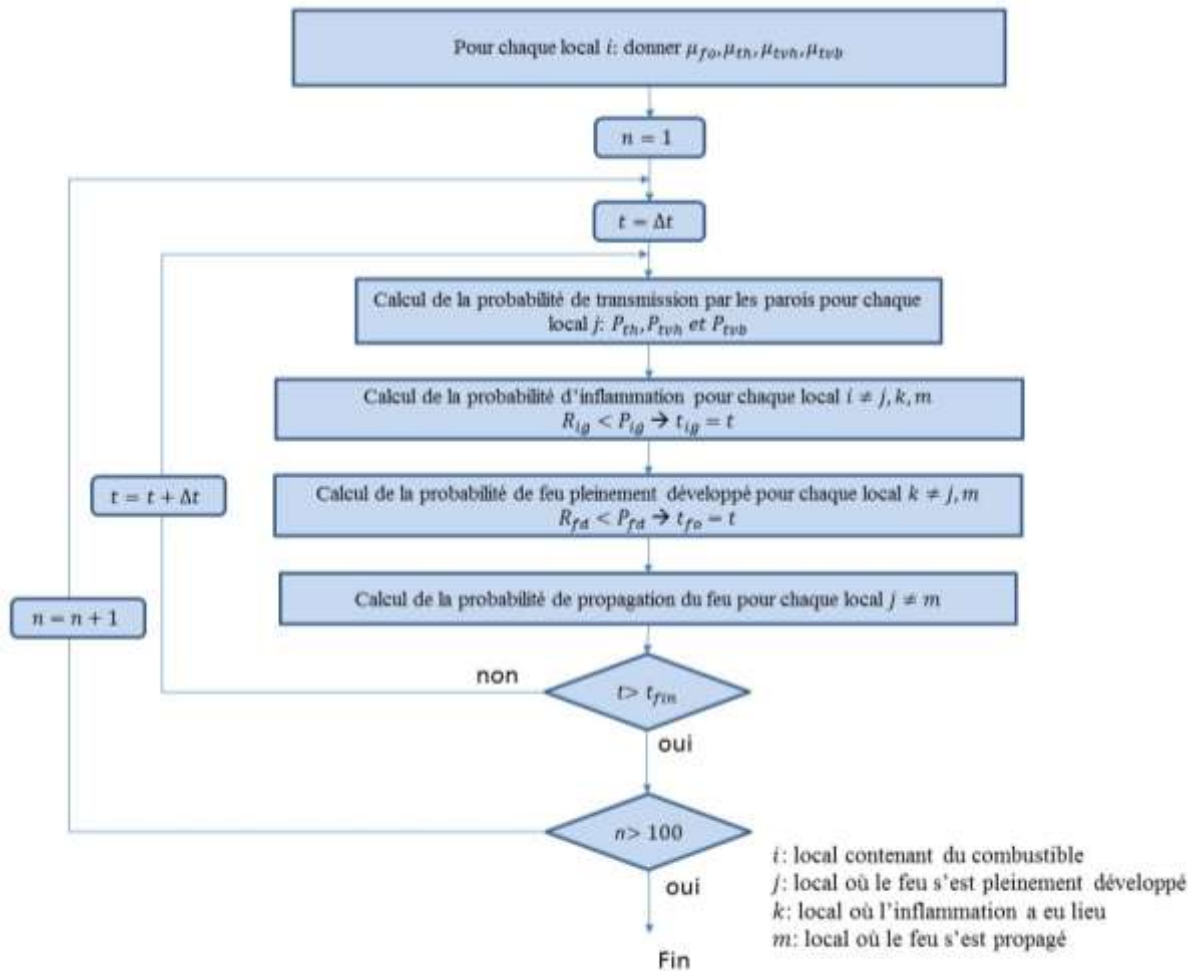


Figure 26 : Organigramme du modèle de réseau. n représente le numéro du tirage statistique et t le temps courant.

5. APPLICATION SUR LE NAVIRE VIRTUEL

Nous l'avons vu, dans le domaine naval militaire, on considère généralement huit contextes différents (**Tableau 1**) et six types de locaux susceptibles de propager le feu (Tableau 2)[54]. De plus, compte tenu de la grande diversité des combustibles pouvant être présents dans un local, on utilise la notion de masse de combustible équivalent : $m_{eq} = \frac{1}{\Delta H_{c,eq}} \sum_{i=1}^N m_i \Delta H_{c,i}$ où

$\Delta H_{c,eq}$ est la chaleur de combustion du combustible équivalent, i le nombre de matériaux de types différents présents dans le local de chaleur de combustion $\Delta H_{c,i}$.

Les combustibles équivalents des locaux de référence sont indiqués dans le Tableau 5.

Type local	Combustible	$\Delta H_c(kJ/kg)$	s	$k\beta(m^{-1})$	$\dot{m}'_{\infty}(kg/m^2/s)$
Logement, Magasin	Equivalent mousse polyuréthane	26,2	9,3	-	0,024
Énergie, Atelier	Equivalent heptane	44,6	15,1	1,1	0,101
Opérationnel, Coursive	Equivalent PMMA	24,9	8,23	3,3	0,2

Tableau 5 : Combustibles équivalents des locaux types de référence.

Dans un navire, l'isolation thermique des parois d'un local dépend du type de local et de son emplacement dans le navire, le but étant de sécuriser les locaux les plus sensibles. En règle générale :

- Les parois donnant sur l'extérieur du navire (coque) sont isolées, excepté celles du pont le plus inférieur ;
- Les planchers ne sont jamais isolés ;
- Les parois latérales et le plafond des locaux de types atelier ou énergie sont isolés ;
- Les parois latérales ou les plafonds des locaux habitables (type logement) attenant aux locaux atelier et énergie, sont isolés.

Deux types d'isolation sont ainsi utilisés:

- Laine de verre de 30 mm d'épaisseur, utilisée pour l'isolation d'une paroi en contact avec l'extérieur. Les propriétés thermiques et la masse volumique de cet isolant sont les suivantes:

$$\lambda = 0,79 \text{ W/m/K (à } 200 \text{ °C)}, \rho = 22 \text{ kg/m}^3, c_p = 1170 \text{ J/kg/K}$$

- Laine de roche de 40, 50 ou 75 mm d'épaisseur, selon le niveau d'isolation requis. Les propriétés thermiques et la masse volumique de cet isolant sont les suivantes:

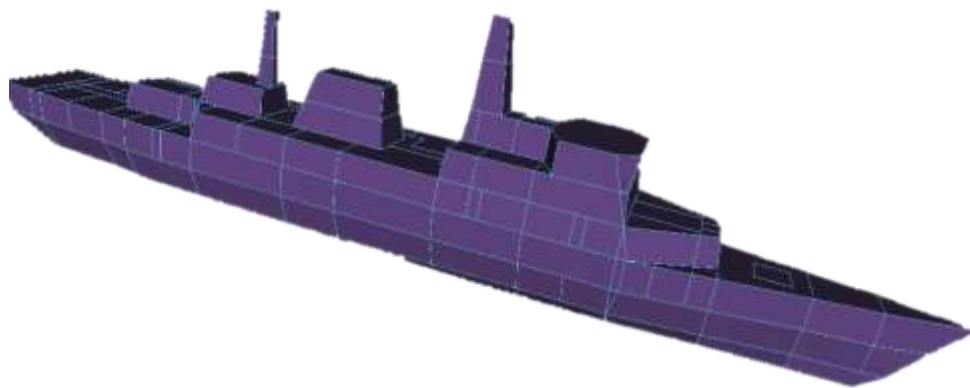
$$\lambda = 0,069 \text{ W/m/K (à } 200 \text{ °C)}, \rho = 96 \text{ kg/m}^3, c_p = 830 \text{ J/kg/K}$$

5.1 Cas d'étude

Le cas d'étude présenté correspond à une maquette à échelle un, conçue par DGA Tn, composée de 113 locaux sur 7 ponts, dont 79 contiennent des matériaux susceptibles de propager le feu (Figure 27).

A l'aide des plans du navire et des données fournies par DGA Tn, on a pu modéliser le navire et en extraire manuellement les données suivantes :

- pour chaque local : le type de local et les coordonnées de ses points remarquables.
- du type de local, la nature de l'isolation et les propriétés de l'isolant (voir paragraphe précédent). On en déduit également la charge calorifique et les propriétés de combustion (Tableau 5) du combustible équivalent, et la surface du foyer.
- Des coordonnées des points remarquables, on en déduit la surface au sol et la hauteur du local, le nombre de parois, le nombre et le numéro d'identification des locaux voisins.



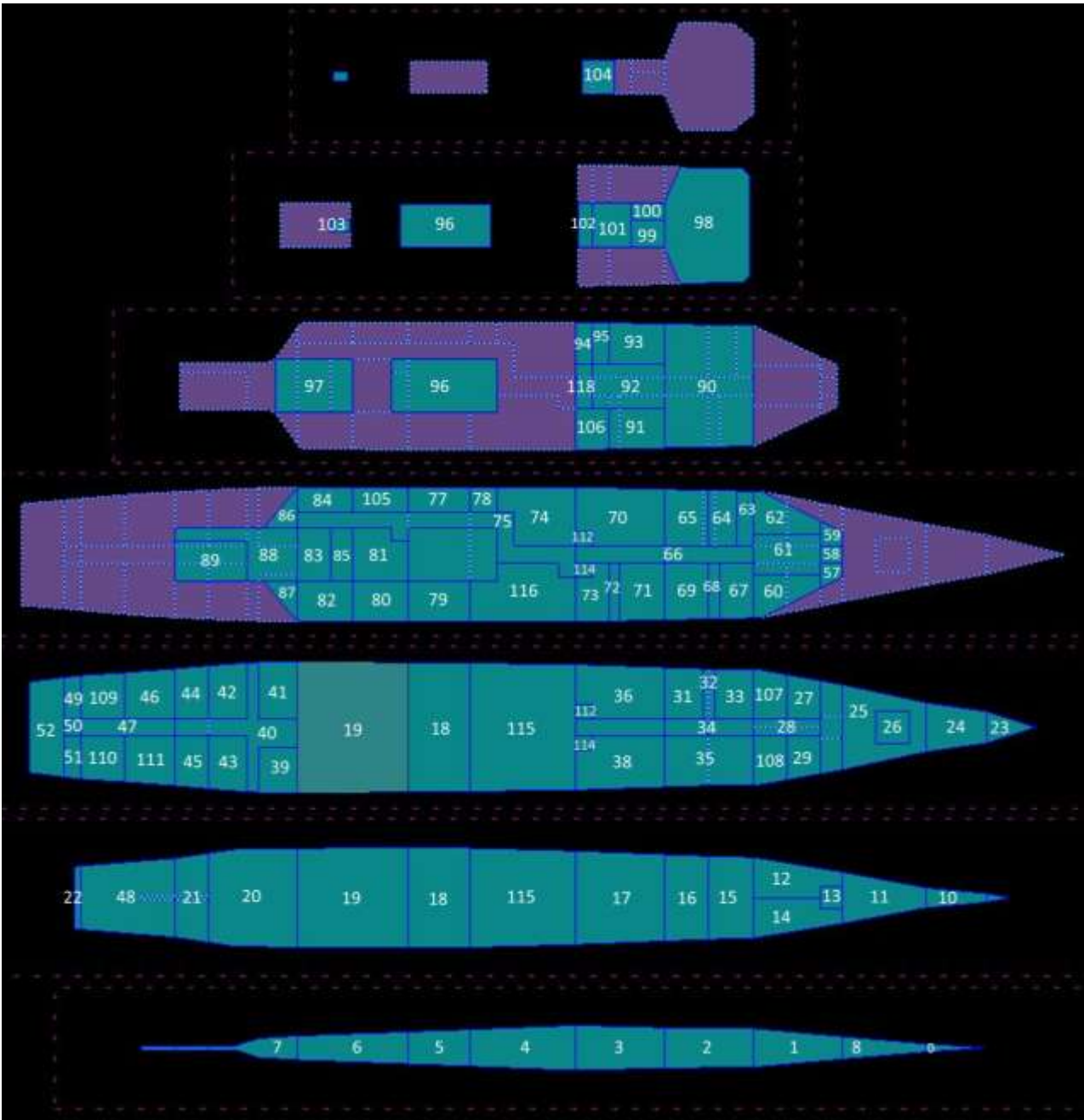


Figure 27: Vue 3D du navire et vue 2D de chacun des ponts.

5.2 Découpage des locaux

Comme le montre la Figure 27, le navire comporte des locaux de différentes formes. Certains présentent un grand rapport d'aspect et/ou une forme plus ou moins complexe, avec un ou plusieurs angles orthogonaux. Compte tenu des hypothèses sur lesquelles il repose, le code ŒIL® ne permet de décrire le comportement d'un feu que lorsque le local possède une géométrie simple à quatre côtés où le foyer est placé au centre du plancher. Pour des locaux de forme plus complexe ou ayant un grand rapport d'aspect (par exemple, les couloirs ou les coursives), on a

recours à un découpage en locaux « virtuels » de forme simple, faisant apparaître des cloisons « virtuelles », considérées comme de grandes ouvertures. Il est nécessaire ensuite de numéroté ces locaux « virtuels » et de modifier le graphe de connectivité du réseau en conséquence.

A titre d'exemple, la Figure 28 montre le découpage d'une coursive, le local 75, en huit locaux « virtuels », le local 75 et les locaux 751 à 757.

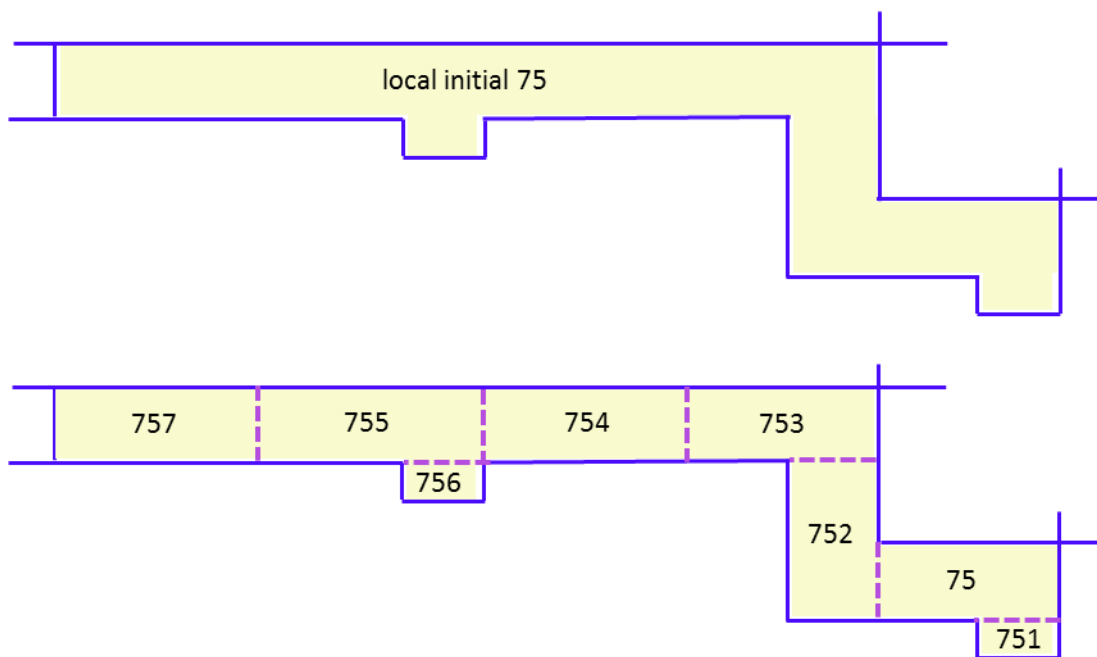


Figure 28: Découpage de la coursive 75 en 8 locaux « virtuels ».

Le combustible compris dans le local source est alors réparti proportionnellement dans chaque locaux virtuels considéré au milieu de chacun d'eux.

Après découpage, le navire est composé de 143 locaux réels et « virtuels ». Parmi ces locaux, 117 sont susceptibles de propager le feu. Le plan du navire avec les cloisons virtuelles est présenté en Figure 29.

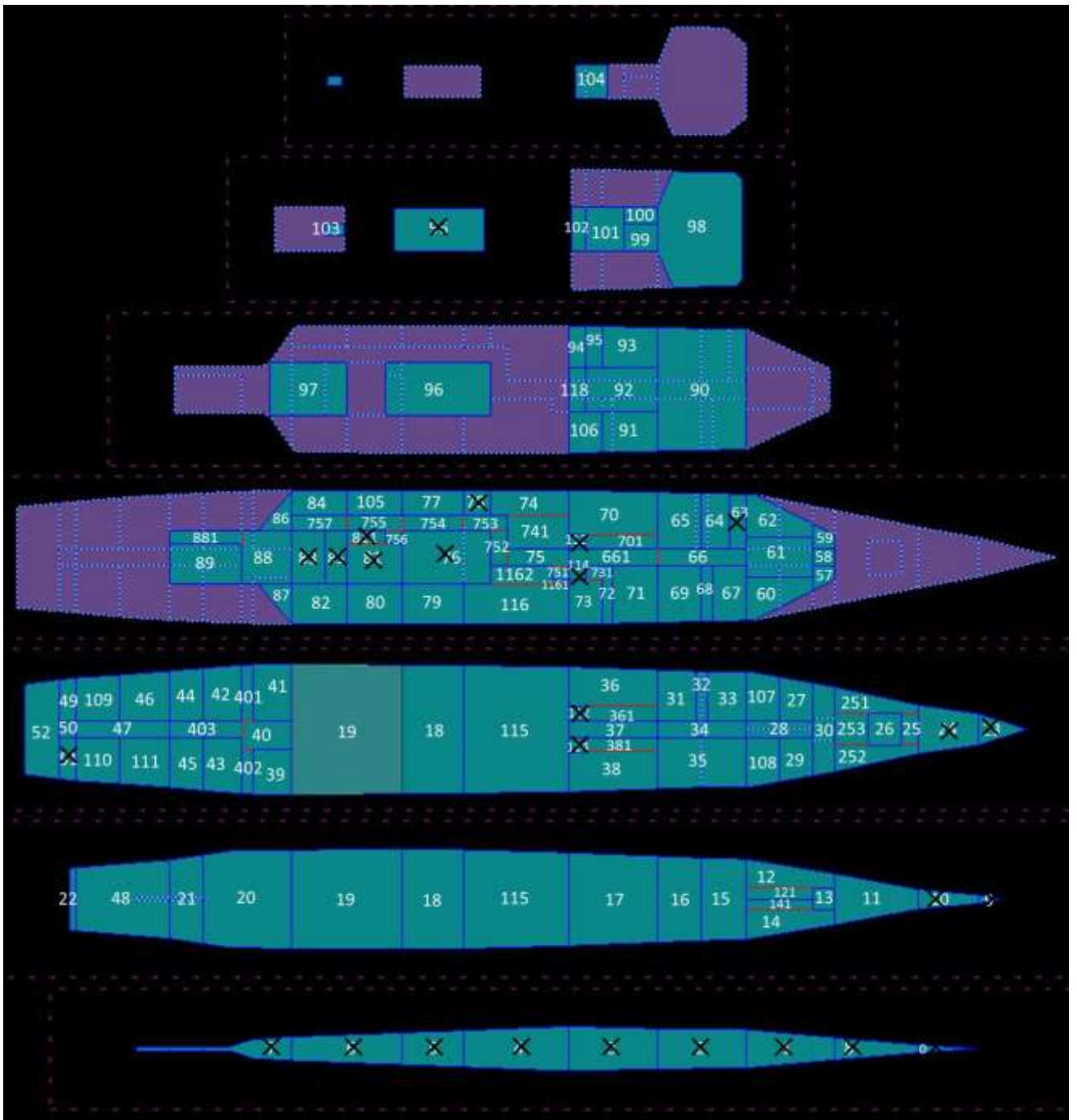


Figure 29: Vue 2D du navire de chacun des ponts après découpage, les cloisons virtuelles sont représentées en rouge et les locaux ne contenant aucun combustible sont marqués d'une croix.

5.3 Contexte 1

Dans l'exemple traité, l'éclosion du feu a lieu dans le local 15 sur le deuxième pont (Figure 29). On se place dans le contexte 1 pour lequel chaque local possède au moins un accès ouvert. Le

temps de calcul pour simuler statistiquement (100 tirages) la propagation du feu dans ce contexte est de 11 min pour 300 min de temps réel.

Le Tableau 6 donne respectivement le numéro du local après découpage, le type de local, la nature de son isolation, les temps d'inflammation et de flashover. L'origine du temps correspond à l'inflammation du local 15.

Les locaux situés au-dessus du local d'éclosion s'enflamment en premiers, à savoir les locaux 32, 33, 34 et 35 après 5 min de propagation. Quelques minutes après, ils sont suivis par les locaux adjacents au local 15 situés sur le même pont, 121, 16, 141, 12 et 14. Après 16 minutes de feu, on observe que le local 30 prend feu et ce, sans que ses proches voisins du même pont ne se soient embrasés. Dans ce cas, la propagation a eu lieu verticalement depuis les locaux 12 et 14 du pont inférieur. On remarque qu'après 57 minutes de feu, la propagation sur le pont 2 s'interrompt, plus précisément dans le local 115.

Le feu accède rapidement aux ponts supérieurs, de 3 à 6, après respectivement 5, 19, 32 et 65 minutes de propagation. L'expansion horizontale de l'incendie est limitée par l'isolation de certains locaux, même si toutes les portes sont ouvertes.

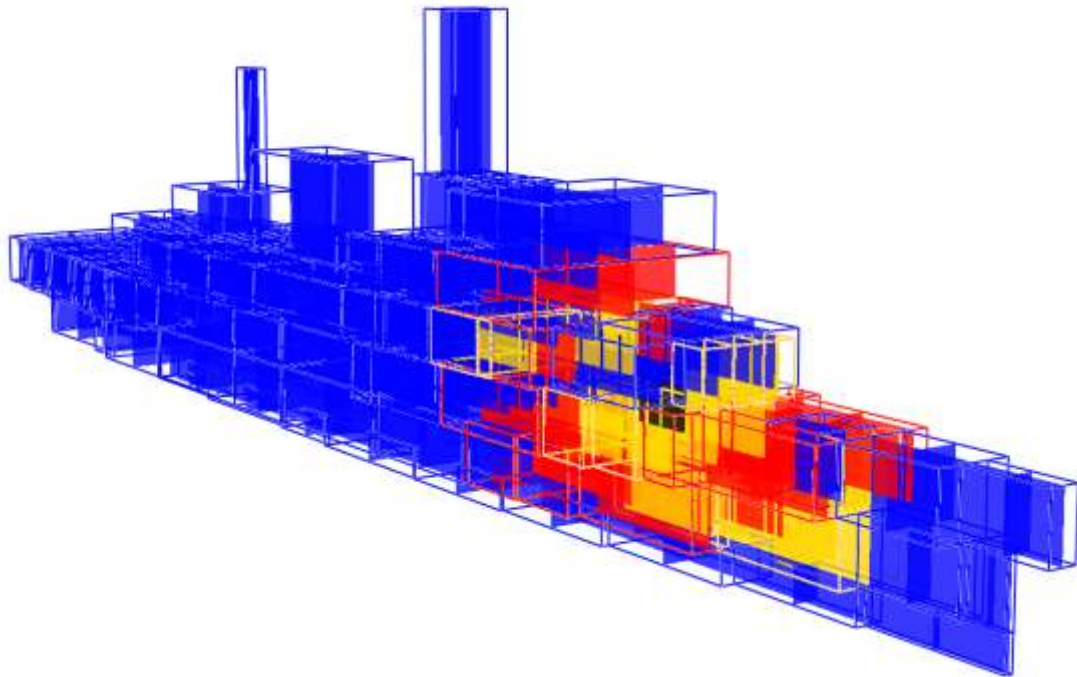
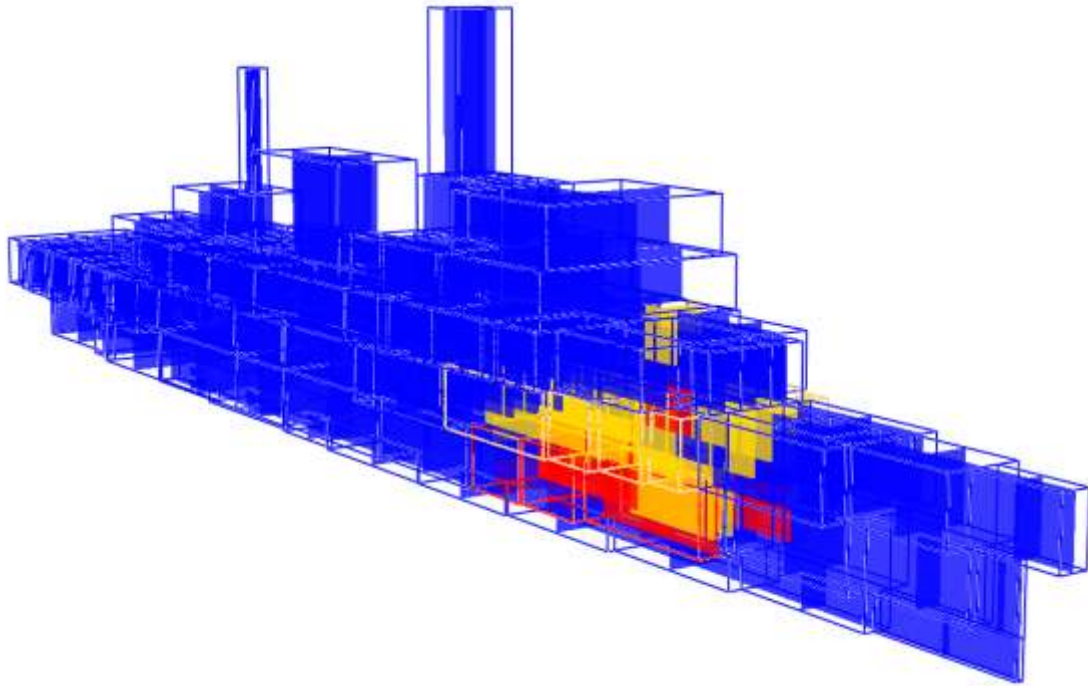
Le local 754 est le dernier local à s'enflammer au bout de 252 min. Dans ce contexte plutôt limité par le combustible, pas moins de 72 locaux ont été touchés par le feu. On remarque néanmoins que sur les 72 locaux qui se sont enflammés, le feu ne s'est pleinement développé que dans 58 d'entre eux, ce qui a bien sûr limité la propagation du feu (hypothèse H3 du modèle de réseau).

La chronologie du feu est clairement visible sur la Figure 30 qui représente une vue 3D du navire à l'aide du logiciel SMOKEVIEW développé par le NIST.

N° du local- N° du pont	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)	N° du local après découpage	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)
15-2	opérationnel	IL	0	1	36-3	logement	IL	43	45
34-3	cursive	-	5	79	26-3	opérationnel	IP	45	45
35-3	logement	IL	5	21	71-4	logement	IL	51	57
33-3	logement	IL	5	10	73-4	logement	IL	52	-
32-3	cursive	-	5	79	72-4	cursive	IL	52	144
121-2	opérationnel	IL	8	82	70-4	opérationnel	IL	54	56
16-2	logement	IL	9	15	61-4	logement	IP	54	61
141-2	opérationnel	IL	9	82	701-4	opérationnel	IL	54	55
12-2	opérationnel	IL	9	10	60-4	logement	IL, IP	55	58
14-2	opérationnel	IL	9	10	115-3	énergie	IL, IP	57	60
30-3	cursive	IL	16	21	95-5	opérationnel	IL, IP	60	193
108-3	magasin	IL	17	-	93-5	opérationnel	IL, IP	60	60
107-3	logement	IL	17	-	94-5	opérationnel	IL, IP	60	-
29-3	logement	IL	17	-	741-4	opérationnel	IL, IP	60	60
27-3	logement	IL	17	-	74-4	opérationnel	IL, IP	60	60
64-4	logement	IL	19	23	92-5	opérationnel	-	60	61
13-2	opérationnel	-	22	96	1162-4	opérationnel	IL, IP	60	212
11-2	magasin	IL	22	-	752-4	cursive	-	60	212
31-3	logement	IL	23	28	116-4	opérationnel	IL, IP	60	62
58-4	opérationnel	IL, IP	30	105	753-4	cursive	-	60	223
59-4	opérationnel	IL, IP	30	102	1161-4	opérationnel	IL, IP	60	205
57-4	opérationnel	IL, IP	30	103	751-4	cursive	-	60	203
90-5	opérationnel	IL	32	39	75-4	cursive	-	60	216
252-3	opérationnel	IL, IP	35	36	115-2	énergie	IL, IP	64	66
251-3	opérationnel	IL, IP	35	36	91-5	opérationnel	IL, IP	64	64
253-3	opérationnel	IL, IP	35	36	106-5	opérationnel	IL, IP	65	66
67-4	logement	IL	36	40	101-6	logement	IL, IP	65	69
69-4	logement	IL	36	41	99-6	logement	IL, IP	65	-
25-3	opérationnel	IL, IP	36	108	118-5	opérationnel	IL, IP	65	235
68-4	cursive	IL	36	109	100-6	logement	IL	66	-
28-3	cursive	-	36	111	79-4	atelier	IL, IP	68	-
65-4	logement	IL	37	42	62-4	logement	IL, IP	69	73
66-4	cursive	-	39	113	661-4	cursive	-	70	258
381-3	logement	IL	40	-	102-6	cursive	-	79	265
38-3	logement	IL	40	42	37-3	cursive	-	95	-
361-3	logement	IL	43	-	754-4	cursive	-	252	-

Tableau 6 : Contexte 1 : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min). « IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond. Les cellules grisées correspondent aux premiers locaux touchés lors de la propagation du feu vers un pont supérieur. Par exemple, 32

min après éclosion, le feu saute du pont 4 au pont 5 par le local opérationnel 90, isolé latéralement, et 7 min plus tard's'y développe pleinement.



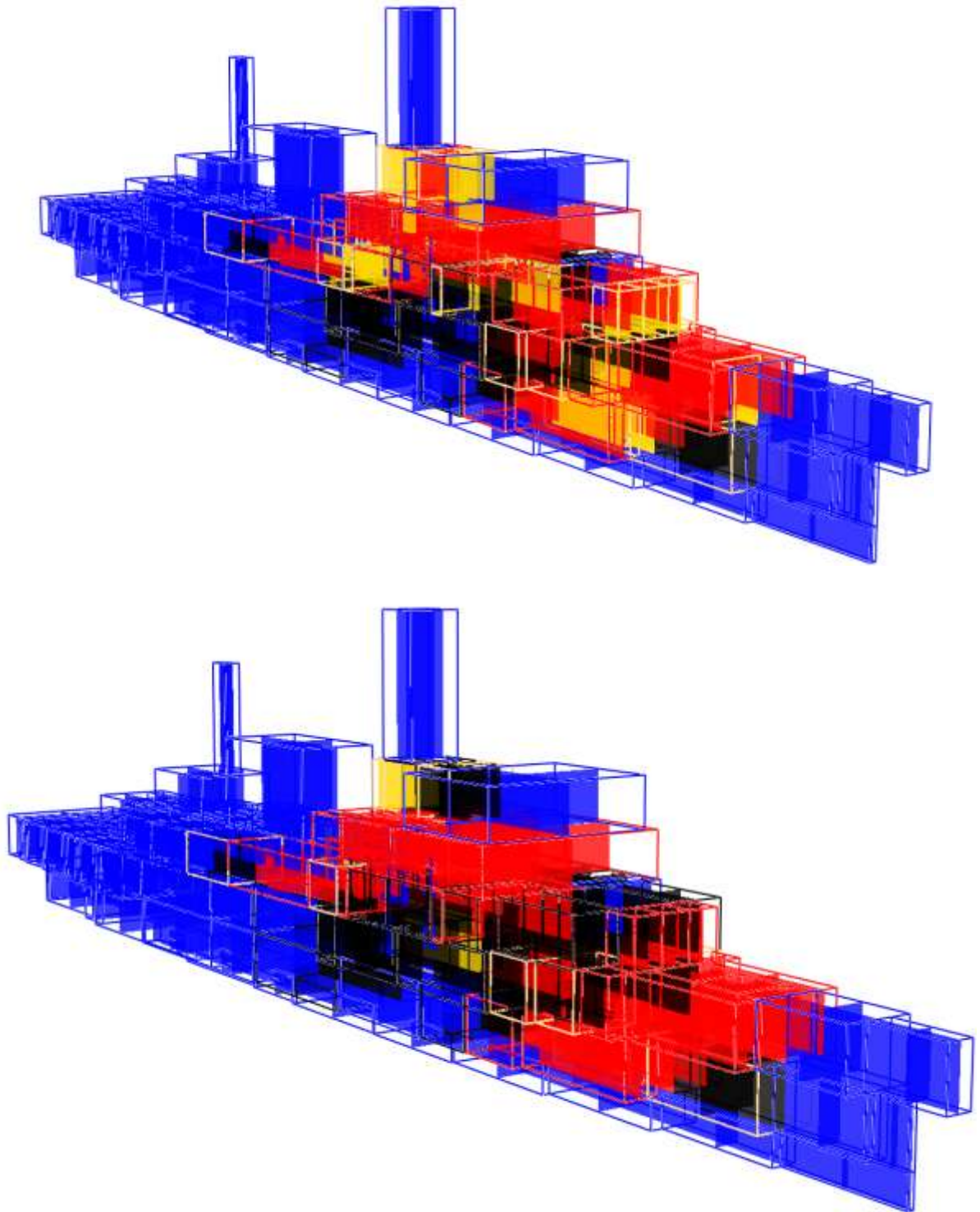


Figure 30: Contexte 1 : vue 3D du navire montrant, après 20, 40, 80 et 265 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).

5.4 Contexte 2

Dans le contexte 2, les locaux sont fermés. Comme pour le contexte 1, le feu démarre dans le local 15 du deuxième pont (Figure 27). Deux cas sont étudiés : un cas avec ventilation pendant dix minutes et un cas sans ventilation. La stratégie à bord des navires de la Marine Nationale étant de stopper la ventilation en cas de feu, le premier cas peut correspondre à une détection tardive du feu, après 9 min de développement, le second à une détection optimale du feu.

5.4.1 Cas avec ventilation

On suppose un débit de ventilation de $1500 \text{ m}^3/\text{h}$ pendant les dix premières minutes de feu. Le temps de calcul pour simuler statistiquement (100 tirages) la propagation du feu dans ce contexte est de 9 min pour 300 min de temps réel.

Le Tableau 7 donne les temps d'inflammation et de flashover dans les locaux.

Si l'on compare les résultats obtenus avec ceux du contexte 1, on observe que :

- les locaux 32, 33 et 35 s'enflamment aussi en premiers, mais au bout de 13 minutes de feu, c'est-à-dire un temps deux fois plus long ;
- le délai de propagation vers les ponts supérieurs est aussi plus long puisque le feu atteint les ponts 3 à 6 après 13, 59, 80 et 109 minutes ;
- le nombre de locaux touchés en fin de propagation est plus faible (36 vs. 72) ;
- l'expansion latérale du feu est moins marquée.

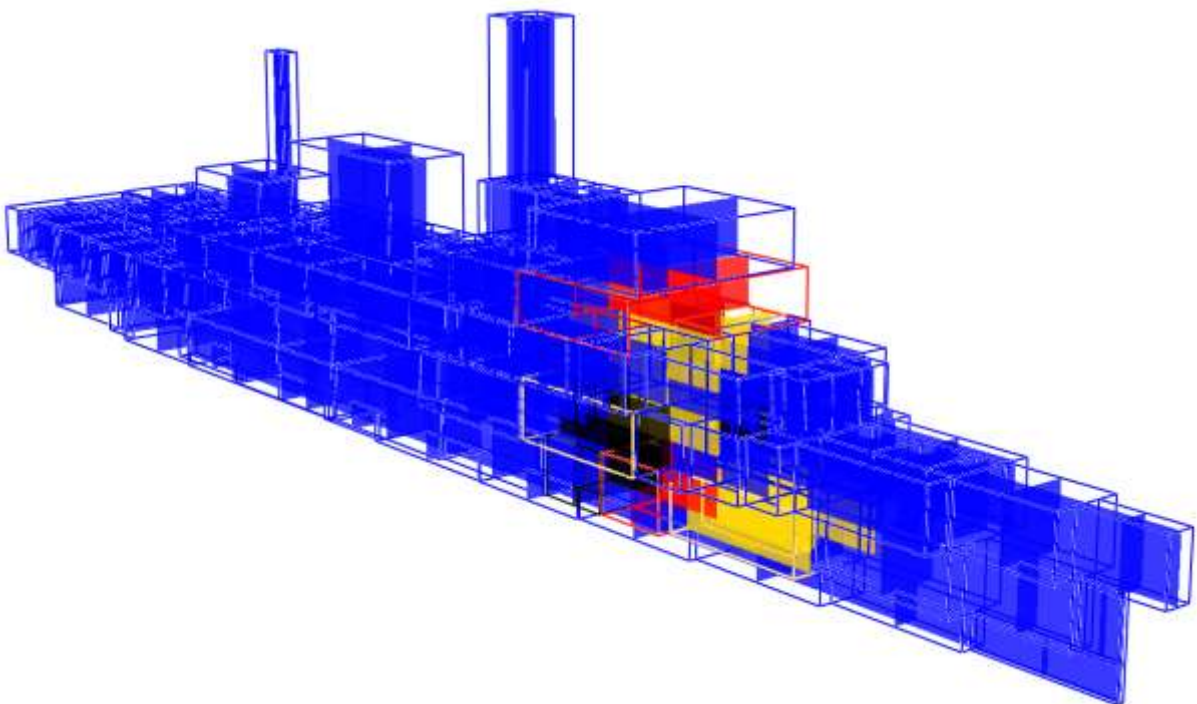
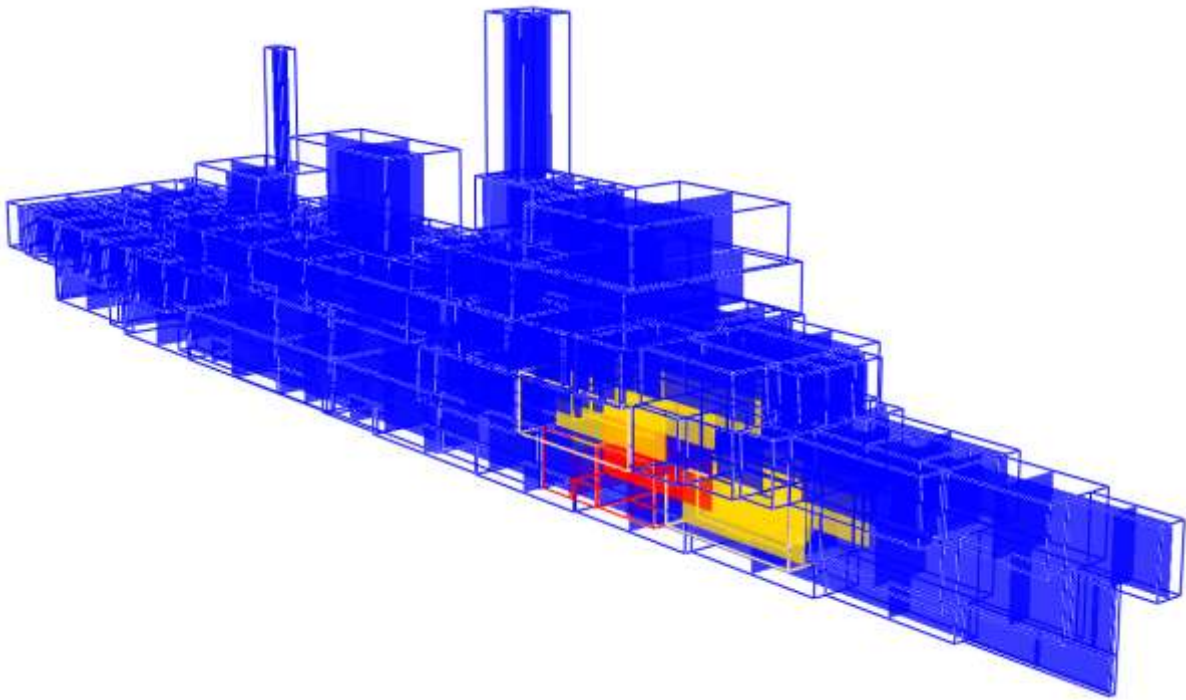
La propagation plus lente et plus limitée dans l'espace que dans le contexte 1 est clairement visible sur la Figure 31 montrant les locaux touchés par le feu à différents instants, soit à 40, 100 et 136 min. Dans ce contexte, l'apport d'air est un facteur limitant la propagation du feu.

N° du local- N° du pont	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)	N° du local après découpage	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)
15-2	opérationnel	IL	0	5	98-6	opérationnel	IL, IP	109	118
35-3	logement	IL	13	-	92-5	opérationnel	-	111	117
33-3	logement	IL	13	-	91-5	opérationnel	IL, IP	111	114
32-3	cursive	-	13	-	93-5	opérationnel	IL, IP	111	114
34-3	cursive	-	14	-	68-4	cursive		112	-
14-2	opérationnel	IL	17	-	661-4	cursive	-	112	-
141-2	opérationnel	IL	17	-	69-4	logement	IL	112	121
121-2	opérationnel	IL	17	-	67-4	logement	IL	112	-
12-2	opérationnel	IL	17	-	72-4	cursive	IL	123	-
16-2	logement	IL	17	26	106-5	opérationnel	IL, IP	123	124
31-3	logement	IL	37	46	95-5	opérationnel	IL, IP	123	123
65-4	logement	IL	59	68	71-4	logement	IL	123	131
36-3	logement	IL	66	-	118-5	opérationnel	IL, IP	126	126
361-3	logement	IL	67	-	100-6	logement	IL	126	-
90-5	opérationnel	IL	80	94	101-6	logement	IL, IP	126	-
66-4	cursive	-	87	-	99-6	logement	IL, IP	126	-
64-4	logement	IL	87	-	73-4	logement	IL	134	-
70-4	opérationnel	IL	87	-	94-5	opérationnel	IL, IP	136	137

Tableau 7 : Contexte 2 avec ventilation pendant 10 minutes : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min).

« IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond.

Les cellules grisées correspondent aux premiers locaux touchés lors de la propagation du feu vers un pont supérieur.



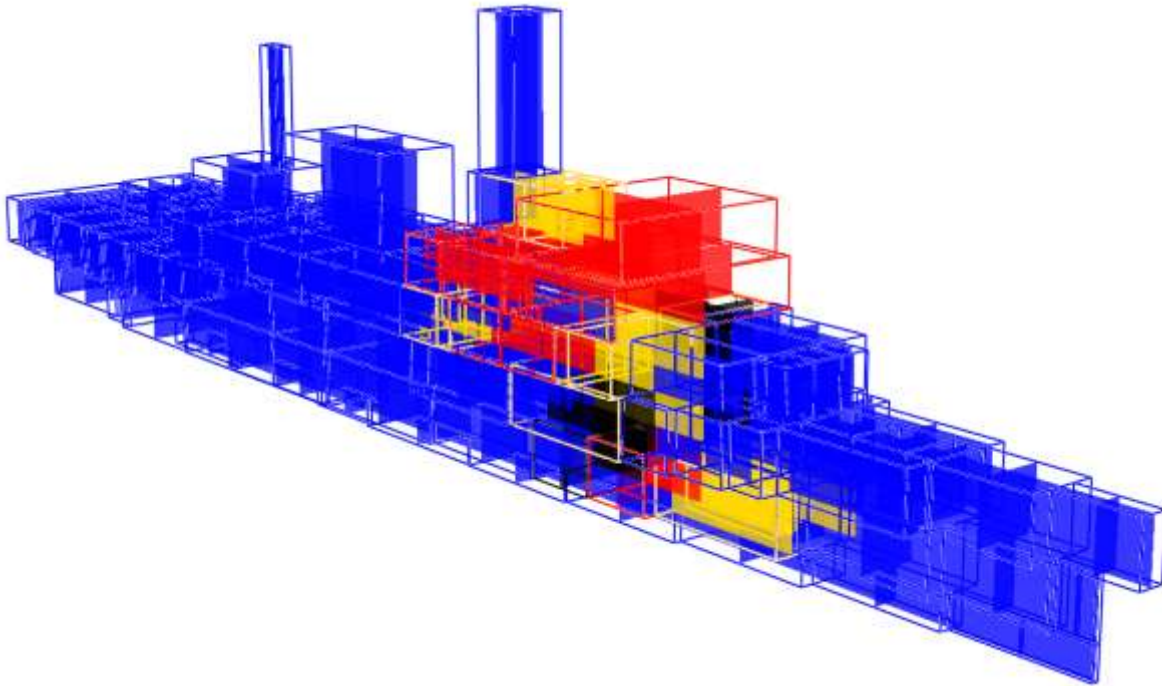


Figure 31 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : vue 3D du navire montrant, après 40, 100 et 136 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).

5.4.2 Cas sans ventilation

Dans ce cas, on rappelle que les portes sont fermées et que la ventilation ne fonctionne pas. Comme le montre le Tableau 8 et la Figure 32, la propagation du feu est logiquement très limitée. Dans ce régime contrôlé par la ventilation du foyer, la durée de feu pleinement développé est très courte. La seule transmission qui a eu lieu s'est faite par le plafond du local 15, permettant la propagation du feu dans les locaux 33, 34, et 35, situés au-dessus du local d'éclosion.

N° du local après découpage	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)
15-2	opérationnel	IL	0	4
35-3	logement	IL	11	50
33-3	logement	IL	11	43
34-3	coursive	-	12	1007

Tableau 8 : Contexte 2 sans ventilation : tableau donnant la chronologie des locaux touchés par le feu et les temps d'inflammation t_{ig} (min) et de flashover t_{fo} (min). « IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond. Les cellules grisées correspondent au premier local touché lors de la propagation du feu vers un pont supérieur.

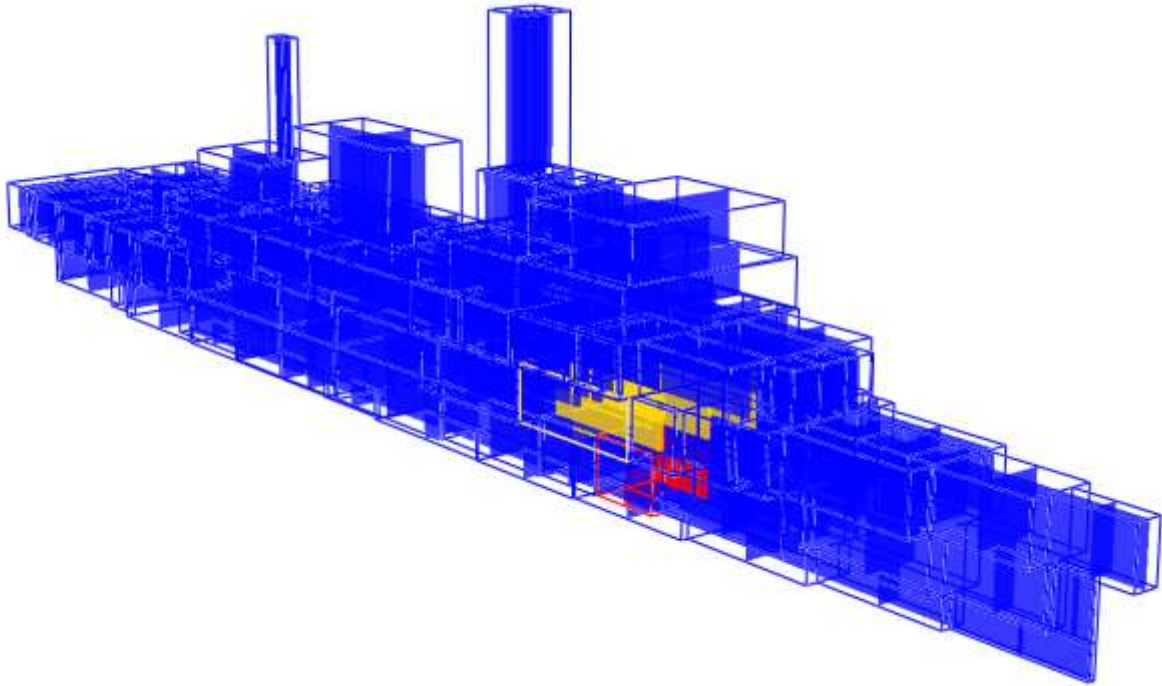


Figure 32 : Contexte 2 sans ventilation : vue 3D du navire montrant, après 12 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune) et les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge).

5.5 Influence du pas de temps

Compte tenu du caractère fortement instationnaire de la propagation, on se propose d'étudier ici l'influence du pas de temps sur la propagation du feu.

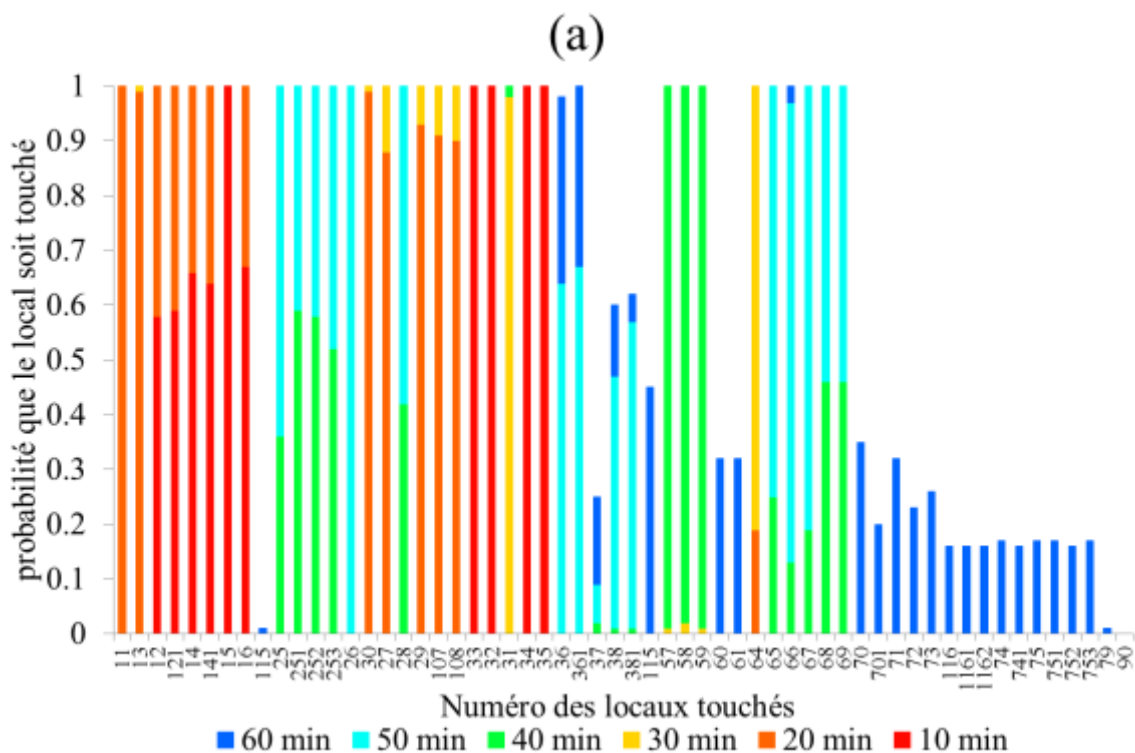
On se place pour cela dans le contexte 1 et dans le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et l'on calcule la propagation d'un feu éclos dans le local 15 en utilisant des pas de temps de 1, 5 et 10 s. On réalise 100 tirages statistiques et on calcule la probabilité qu'un local soit touché par le feu. Les résultats obtenus toutes les 10 minutes et ce, jusqu'à une heure de propagation, sont analysés.

Qu'il s'agisse du contexte 1 (Figure 33) ou du contexte 2 avec ventilation (Figure 34), on remarque que, lorsqu'on diminue le pas de temps, le nombre de locaux touchés et la probabilité

qu'un local soit touché au bout d'un certain temps augmentent. En-deçà d'un pas de temps de 1s, la solution n'est plus affectée, aux variations statistiques près.

Pour illustrer ces commentaires, plaçons-nous dans le contexte 1 et intéressons-nous au local 66. Avec un pas de temps de 10 s (Figure 33a), la probabilité que le local soit touché après 40 minutes de feu est de 0,13, indiquant que le local 66 a été touché 13 fois sur les 100 tirages. Elle est de 0,98 après 50 min de feu et passe à 1 après 1 h de feu. Avec un pas de temps de 5 s (Figure 33b), la probabilité est de 0,61 après 40 min de feu, puis de 1 après 50 min de feu. Avec un pas de temps de 1 s (Figure 33c), le local commence à être touché après 30 min de propagation. Sa probabilité d'être touché après 40 min de feu est de 1.

Cette sensibilité au pas de temps est due d'une part, au calcul par intégration de Simpson des probabilités de flashover et de transmission (rappelons que les pdfs associées sont des fonctions gaussiennes du temps) et, d'autre part, au fait qu'une réduction du pas de temps revient à multiplier le nombre de tirages de nombres aléatoires. Ces deux effets tendent à augmenter la probabilité de propagation.



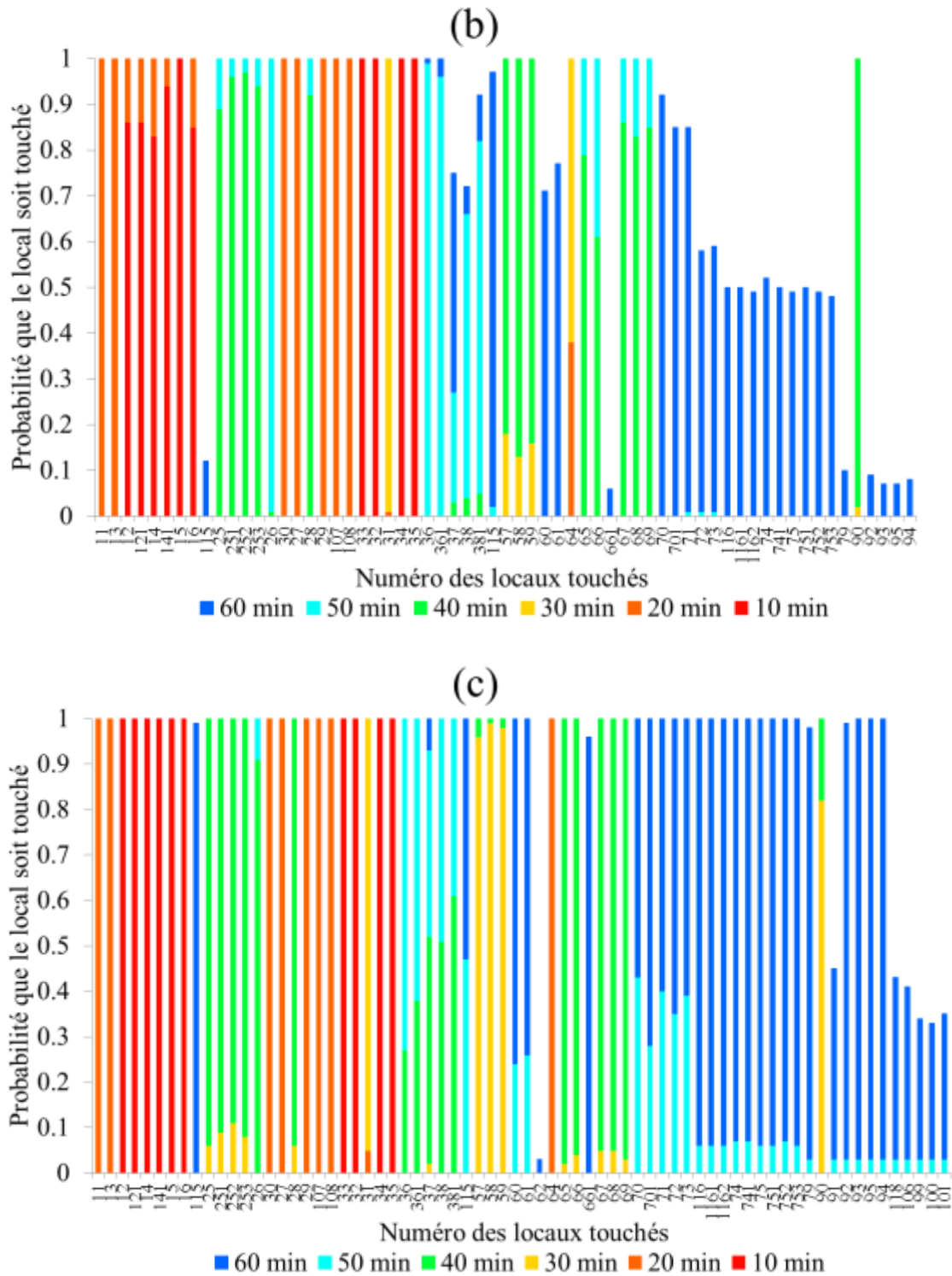
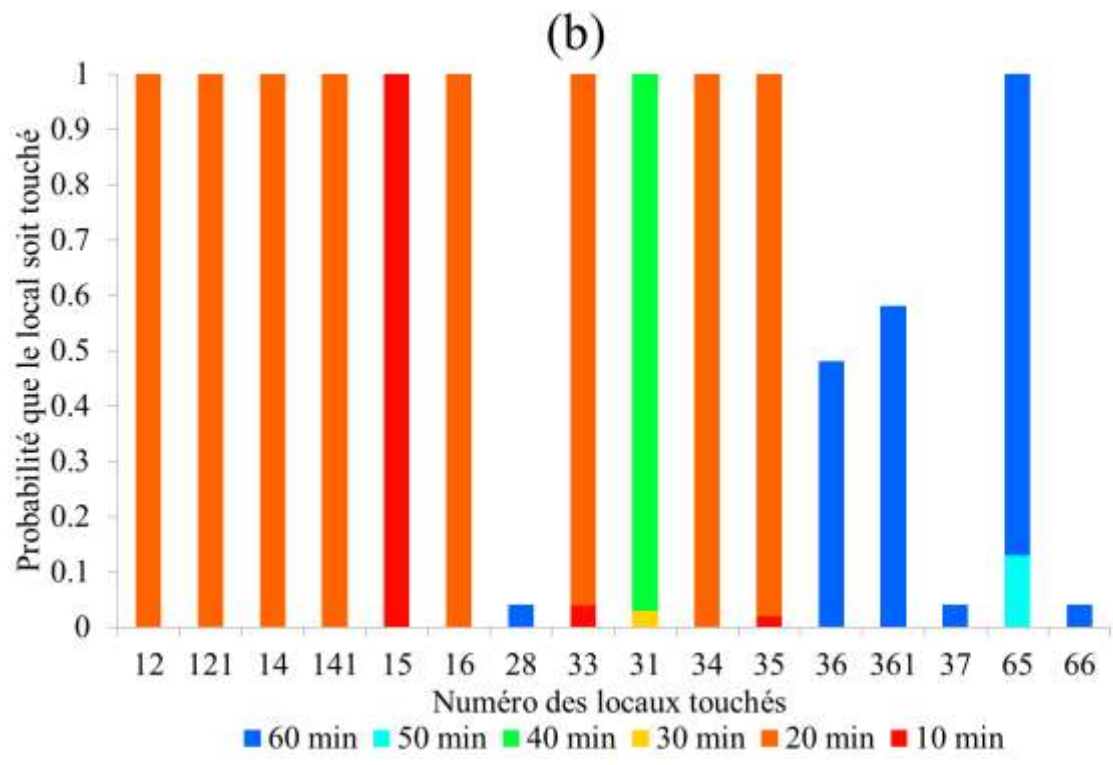
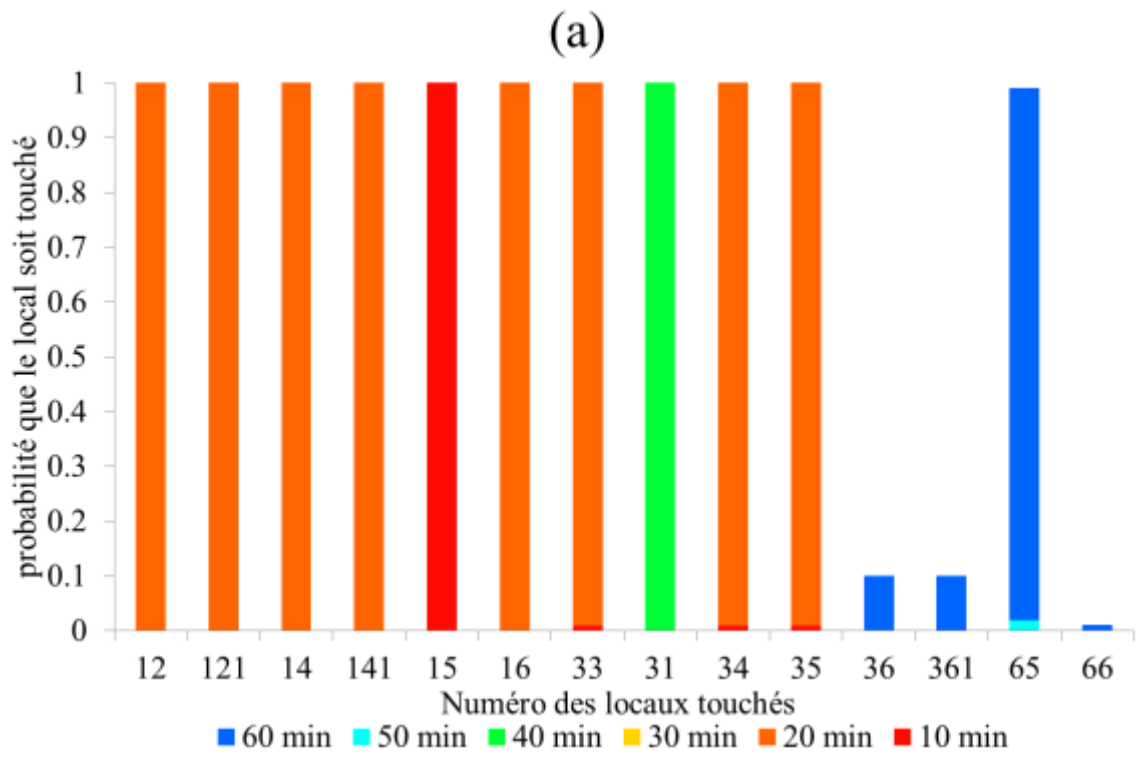


Figure 33: Probabilité qu'un local soit touché par le feu après 10, 20, ..., 60 minutes de propagation pour un pas de temps de 10 s (a), 5 s (b) et 1 s (c) dans le contexte 1. L'éclosion du feu a eu lieu dans le local 15.



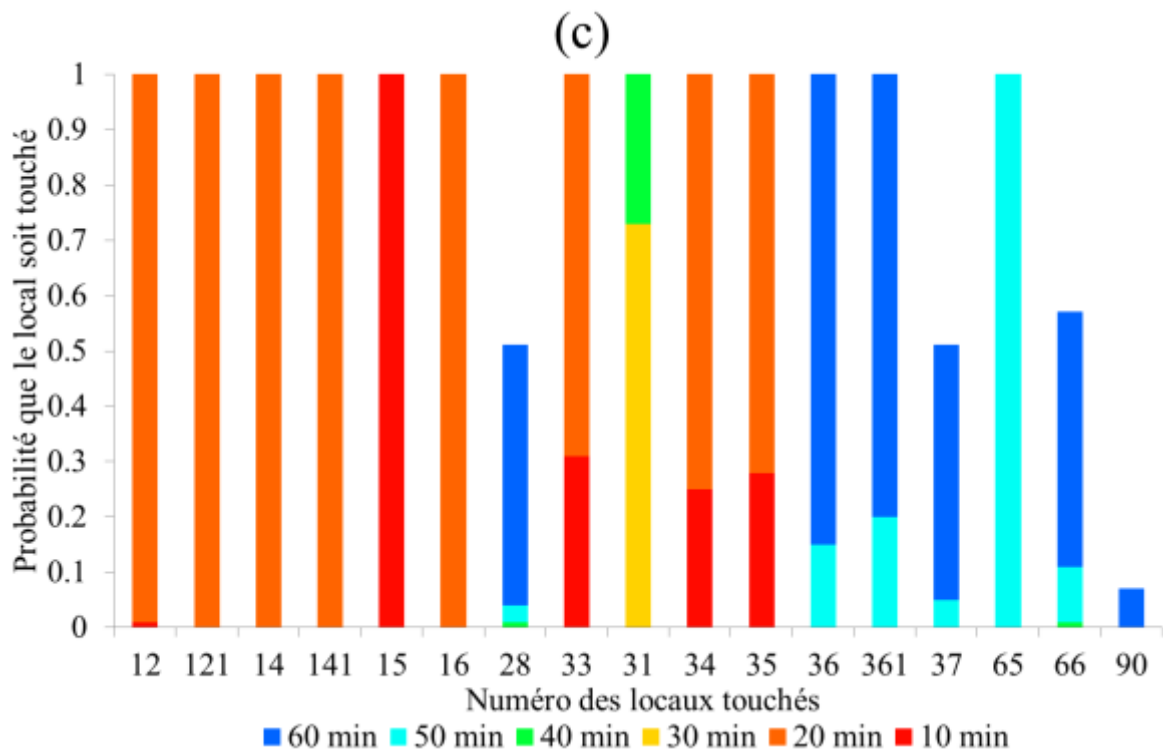


Figure 34: Probabilité qu'un local soit touché par le feu après 10, 20, ..., 60 minutes de propagation pour un pas de temps de 10 s (a), 5 s (b) et 1 s (c) dans le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes. L'écllosion du feu a eu lieu dans le local 15.

6. ANALYSE DE SENSIBILITE

Une étude de sensibilité portant sur 7 paramètres du modèle a été conduite [94, 95]. Le choix s'est porté sur les paramètres identifiés *a priori* comme étant les plus sensibles. Cette étude, basée sur un plan factoriel complet à deux niveaux, analyse l'effet de variations de $\pm 20\%$ de la valeur nominale de ces paramètres sur la moyenne statistique du nombre de locaux touchés (i.e. locaux enflammés, incluant les locaux où le feu s'y est pleinement développé ou non). Ces paramètres, ou facteurs, sont indiqués dans le Tableau 9.

Pour cette étude, nous nous sommes placés dans le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes de feu. On rappelle que dans ce contexte, les locaux sont fermés et que le débit de ventilation est de $1500 \text{ m}^3/\text{h}$.

Facteur		Variation
A	Durée moyenne de la pdf du flashover, μ_{fo} (s)	$\pm 20\%$
B	Durée moyennede transmission verticale vers le bas, μ_{tvb} (s)	$\pm 20\%$
C	Durée moyenne de transmission verticale vers le haut, μ_{tvh} (s)	$\pm 20\%$
D	Durée moyenne de transmission horizontale, μ_{th} (s)	$\pm 20\%$
E	Surface spécifique du combustible, φ (m ² /kg)	$\pm 20\%$
F	débitlimite, \dot{m}_{lim} (kg/s)	$\pm 20\%$
G	densité du combustible dans le local, w_f (kg/m ²)	$\pm 20\%$

Tableau 9 : Paramètres ou facteurs de l'étude de sensibilité et plages de variations de ces paramètres.

Concrètement, cela consiste à construire un système d'équations en simulant l'ensemble des combinaisons possibles, soit $2^7=128$ simulations. Pour chaque simulation, on réalise 100 tirages statistiques et on comptabilise le nombre moyen de locaux touchés après une heure de simulation. Un pas de temps de 1 s a été retenu.

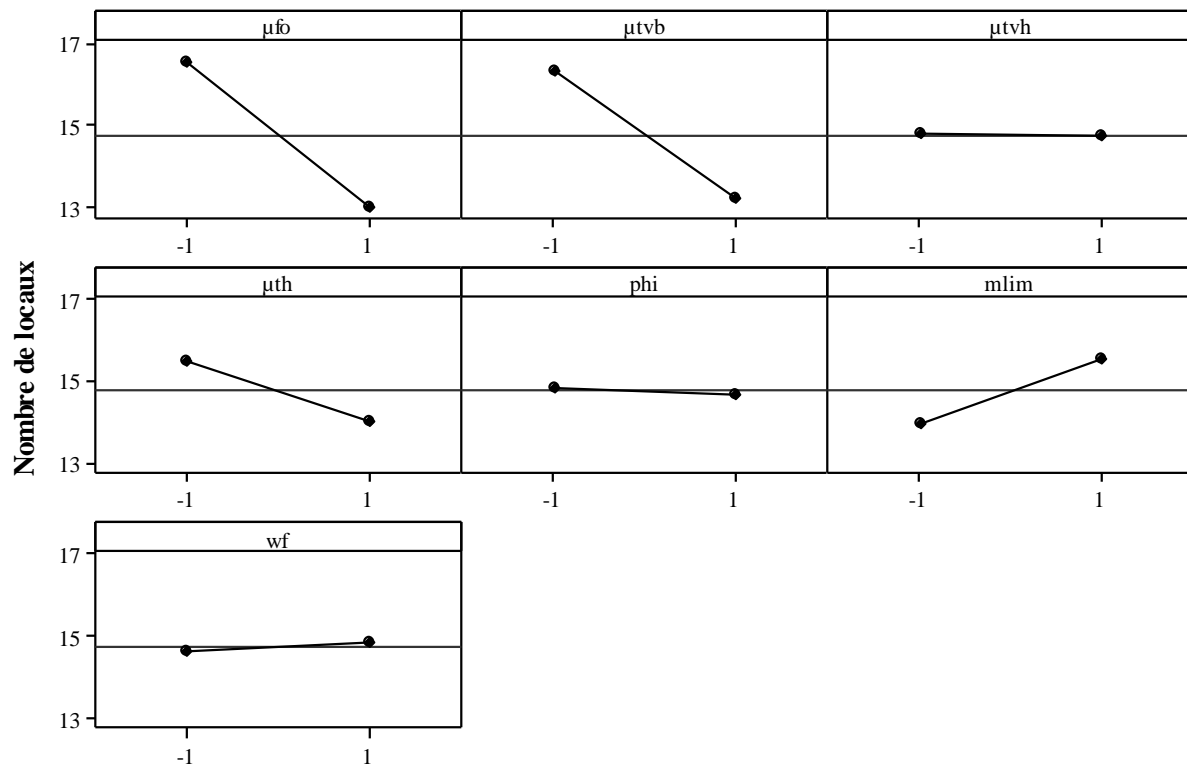


Figure 35: Effets principaux.

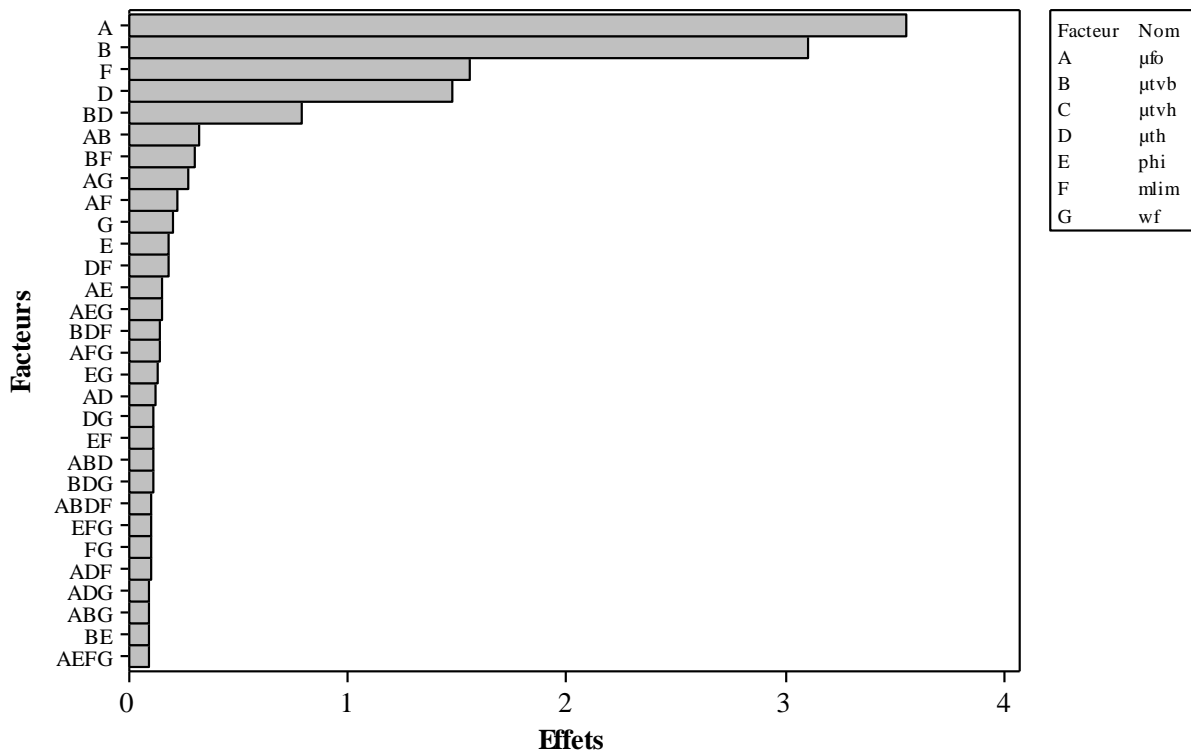


Figure 36: Diagramme de Pareto.

La Figure 35 illustre les effets principaux sur le nombre moyen de locaux touchés par le feu. Les deux points qui composent chaque diagramme correspondent aux nombres moyens de locaux touchés lorsque le paramètre est à sa valeur basse (niveau -1), puis à sa valeur haute (niveau +1). Une forte pente de la droite qui joint ces points caractérise une influence importante du paramètre et inversement. On parle d'effet positif (resp. négatif) si une augmentation du paramètre induit une augmentation (resp. une diminution) du nombre moyen de locaux touchés. Par exemple, le débit limite de pyrolyse a un effet positif, contrairement à la durée moyenne de flashover.

Comme le montre plus clairement le diagramme de Pareto (Figure 36), les paramètres déterminants sont, par ordre d'influence : la durée moyenne de flashover (facteur A), la durée moyenne de transmission verticale vers le bas (facteur B), le débit limite de pyrolyse (facteur F), la durée moyenne de transmission horizontale (facteur D). Viennent ensuite des interactions d'ordre 2, à savoir BD, AB, BF, AG et AF, puis enfin les deux effets principaux dus aux facteurs G et E. Le facteur C, qui représente la durée moyenne de transmission verticale vers le haut,

n'apparaît pas dans ce diagramme. On peut en conclure que, bien que ce paramètre soit prépondérant dans la transmission du feu par les parois ($\mu_{tvh} \ll \mu_{th}, \mu_{tvb}$), une variation de $\pm 20\%$ de ce paramètre n'affecte en rien le nombre moyen de locaux touchés par le feu. Dans cette plage de variations, ce paramètre peut être remplacé par sa valeur nominale.

Concernant le mode de transmission verticale vers le bas, on observe que si l'on facilite cette transmission (niveau -1 de μ_{tvb}), on favorise la propagation du feu vers les locaux des ponts inférieurs, et donc une augmentation du nombre de locaux touchés (Figure 35). En moyenne, diminuer μ_{tvb} de 20% conduit à une augmentation de 10,5% du nombre de locaux touchés après une heure de feu.

On retrouve le même comportement, mais à une échelle moindre, en ce qui concerne la durée de transmission horizontale μ_{th} , avec une augmentation de 5% du nombre de locaux touchés pour une diminution de 20% de μ_{th} .

D'après l'hypothèse H8, le flashover conditionne la propagation vers les autres locaux. Retarder l'occurrence du flashover, c'est donc retarder la propagation. Ainsi une heure après l'éclosion du feu, le nombre de locaux touchés est moins important. Une réduction (resp. augmentation) de 20% conduit à une augmentation (resp. diminution) de 12% (resp. 12%) du nombre de locaux touchés sur cette période.

Diminuer la valeur du débit limite de pyrolyse revient à réduire la probabilité que le flashover ait lieu, c'est-à-dire réduire la capacité d'expansion de l'incendie. Ce qui est conforme au diagramme de la Figure 35 pour \dot{m}_{lim} .

En ce qui concerne la densité de combustible et la surface spécifique, ces paramètres n'ont que peu d'influence sur la solution car ils n'interviennent que pour le calcul de la durée de feu pleinement développé, ce qui n'affecte pas sensiblement la propagation du feu.

7. ETUDE STATISTIQUE : CARTOGRAPHIE

Un incendie peut démarrer dans n'importe quel local contenant du combustible et, selon la configuration du navire, il peut se propager de façon plus ou moins rapide et plus ou moins envahissante. Il apparaît donc judicieux d'établir, en fonction du temps, une cartographie du risque incendie à bord du navire permettant de classer les locaux selon leur propension à brûler ou à générer des feux plus ou moins sévères. Cette cartographie peut apporter une aide dans

la phase de conception d'un navire ou, pour un navire existant, peut permettre d'identifier les locaux nécessitant une protection accrue (isolation, aspersion d'eau en volume ou sur les parois).

La procédure d'élaboration d'une cartographie du risque est la suivante :

Etape 1 : On déclenche le feu dans un des 117 locaux virtuels sensibles (i.e. contenant du combustible) du navire et on comptabilise le nombre de fois où les autres locaux ont été touchés par le feu. On procède pour ce cas à 100 tirages statistiques pour obtenir la moyenne statistique du nombre de locaux touchés.

Etape 2 : on reproduit l'étape 1 pour chacun des 117 locaux sensibles.

Etape 3 : on effectue la moyenne sur l'ensemble des 117 cas.

Dans ce qui suit, nous avons élaboré une cartographie du risque après 1 et 2 h de feu dans le contexte 1 et le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes. Néanmoins, elle peut être élaborée à tout moment.

Contexte 1

La Figure 37 donne une représentation graphique, après 1 et 2 h de feu, du nombre moyen de fois où un local, parmi les 117 locaux sensibles, a été touché par le feu en suivant la procédure indiquée ci-dessus. Elle permet d'évaluer rapidement la vulnérabilité d'un local au cours du temps.

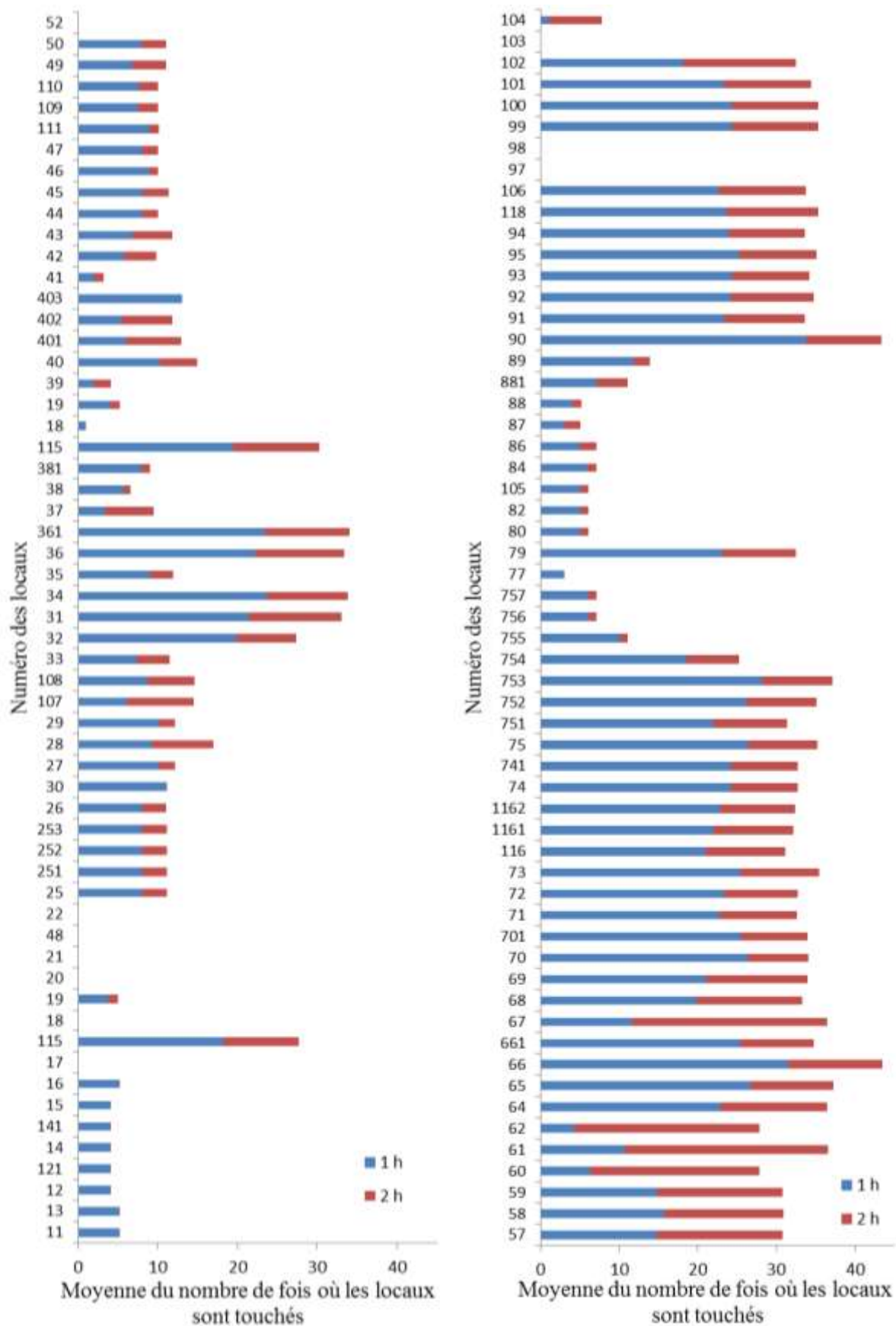
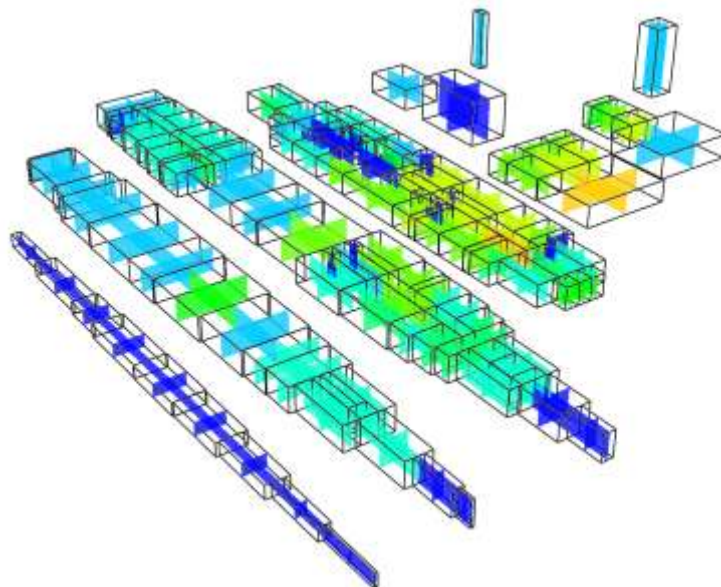


Figure 37: Contexte 1 : représentation graphique du nombre moyen de fois où un local, parmi les 117 locaux sensibles, a été touché par le feu après 1et 2 hde feu.

Dans ce contexte, les locaux les plus vulnérables sont les locaux 66 et 90. Le local 66 (resp. 90) est touché 32 fois (resp. 34 fois) après 1 h de feu et 44 fois (resp. 44 fois) après 2 h de feu. Le local 66 est une coursive assez longue et se trouve donc en contact avec un grand nombre de locaux. Sa grande connectivité augmente les possibilités d'inflammation par les locaux voisins. Le local 90, quant à lui, est un grand local situé dans la partie haute du navire et en contact avec de nombreux locaux du pont inférieur. Le mode de transmission vertical étant particulièrement efficace, on comprend aisément la propension de ce local à s'enflammer quel que soit l'emplacement du local d'éclosion.

On observe que certains locaux ne sont jamais touchés par le feu (par exemple, les locaux 17, 18, 97 ou 98) et que les locaux touchés, l'ont été après une heure de feu (aucun nouveau local n'a été touché entre 1 et 2 h de feu). Entre 1 et 2 h de feu, les locaux du pont 2 (sur la gauche de l'histogramme) ne sont pas plus touchés par le feu. L'évolution entre 1 et 2 h est particulièrement notable pour les locaux des ponts supérieurs ou ceux ayant une grande connectivité. C'est le cas des locaux du pont 5 autour du local 90 et de ceux du pont 4 autour de la coursive 66. Cela s'observe encore plus clairement sur la vue éclatée du navire (Figure 38) donnant l'état du navire après 1 et 2 h de feu.



(a)

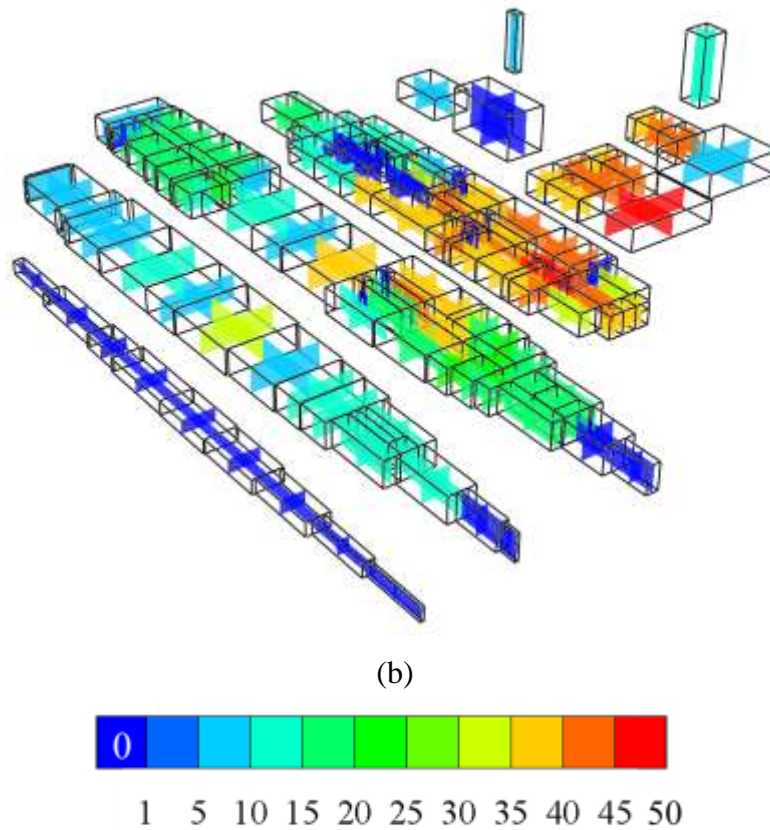


Figure 38: Contexte 1 : vue éclatée du navire représentant l'état des locaux sensibles après 1 h (a) et 2 h de feu (b). Les locaux représentés en bleu foncé correspondent aux locaux vides, sans combustible.

Contexte 2 avec ventilation

La même procédure a été appliquée dans le contexte 2 où la ventilation a été maintenue pendant les dix premières minutes, avec un débit de $1500 \text{ m}^3/\text{h}$.

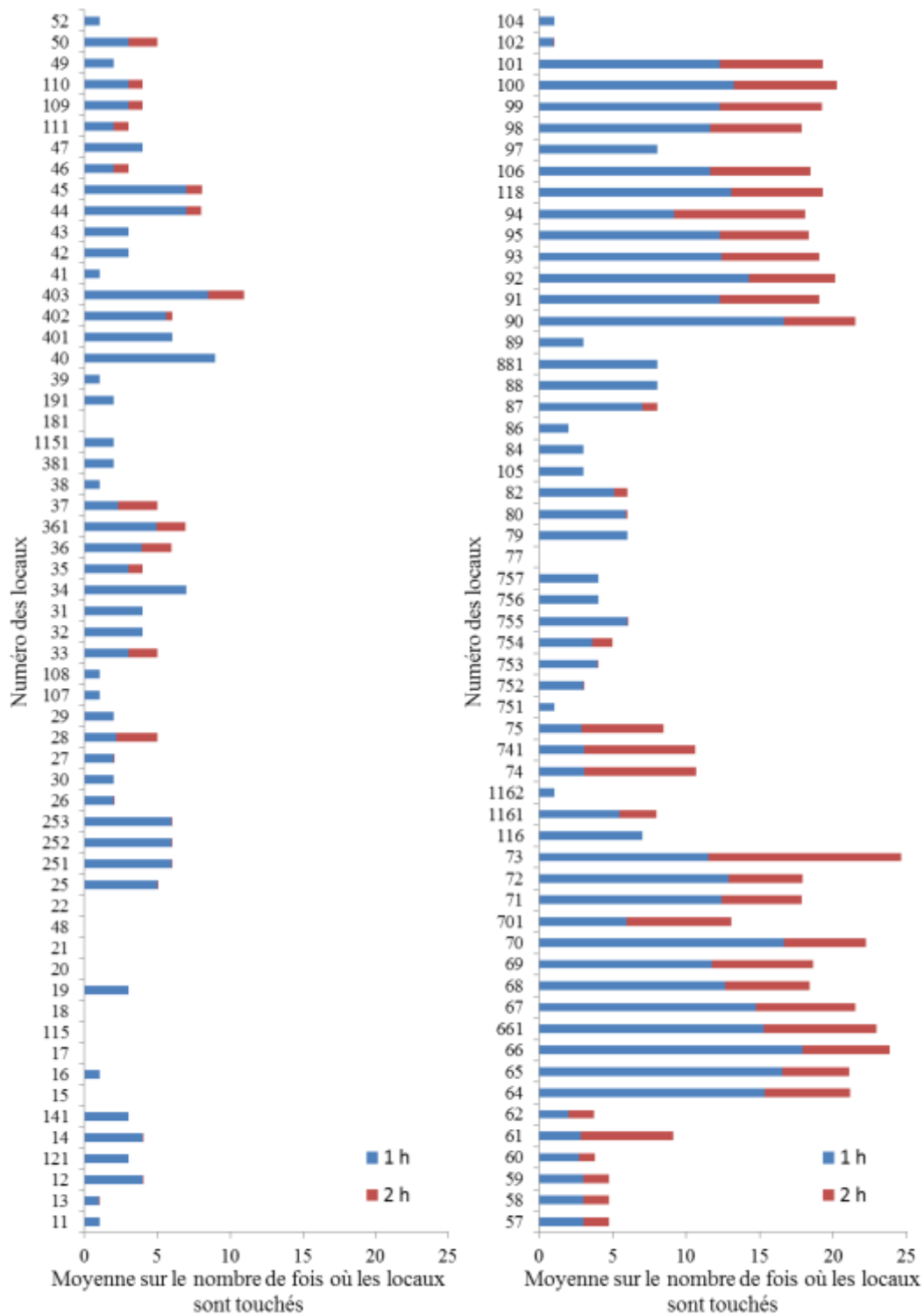
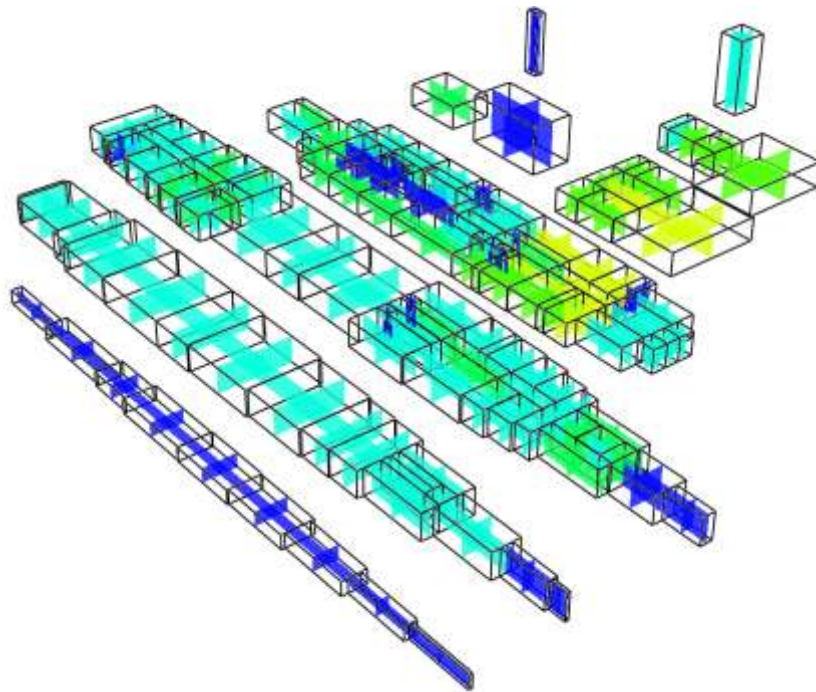


Figure 39: Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : représentation graphique du nombre moyen de fois où un local, parmi les 117 locaux sensibles, a été touché par le feu après 1 et 2 h de feu.

Comme dans le contexte 1, certains locaux ne sont jamais touchés par le feu (par exemple, les locaux 15, 17, 18, 20, 48) et qu'aucun nouveau local n'a été touché entre 1 et 2 h de feu).

L'analyse comparative de la Figure 37 et de la Figure 39 montre que les locaux les plus vulnérables restent ceux localisés au pont 5 et autour des coursives (voir aussi la Figure 40). Dans le contexte 2, les locaux sont en moyenne moins touchés. On constate également que l'évolution entre 1 et 2 h est moins marquée que précédemment. Cela s'explique par le fait que le feu se propage plus lentement dans le contexte 2, notamment dans la direction horizontale. Cette explication est aussi à l'origine d'un embrasement moindre des locaux situés autour de la coursive 66 du pont 4 (Figure 40).



(a)

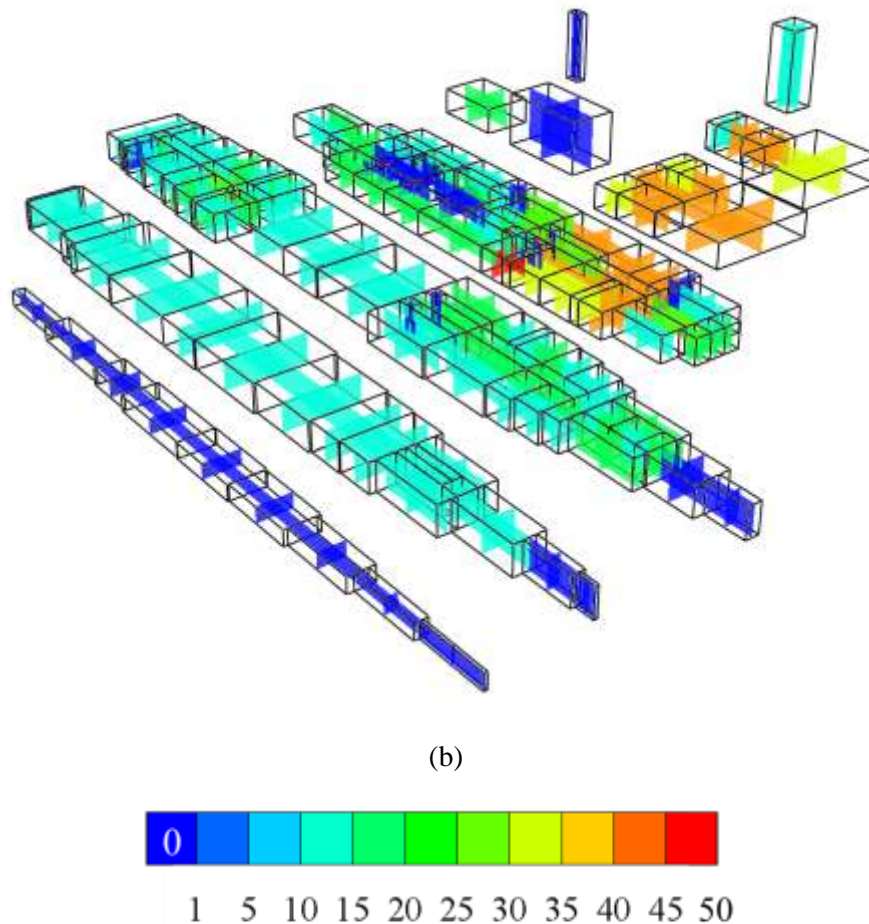


Figure 40: Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes : vue éclatée du navire représentant l'état des locaux sensibles après 1 h (a) et 2 h de feu (b). Les locaux représentés en bleu foncé correspondent aux locaux vides, sans combustible.

Propension des locaux à générer des feux plus ou moins sévères

Une autre manière d'aborder le problème du risque incendie dans un navire est de classer les locaux en fonction de la sévérité du feu qu'ils génèrent. On utilise la cartographie élaborée précédemment dans les deux contextes pour déterminer le nombre moyen de locaux touchés au bout de 2 h de feu en faisant varier l'emplacement du local d'éclosion (Figure 41).

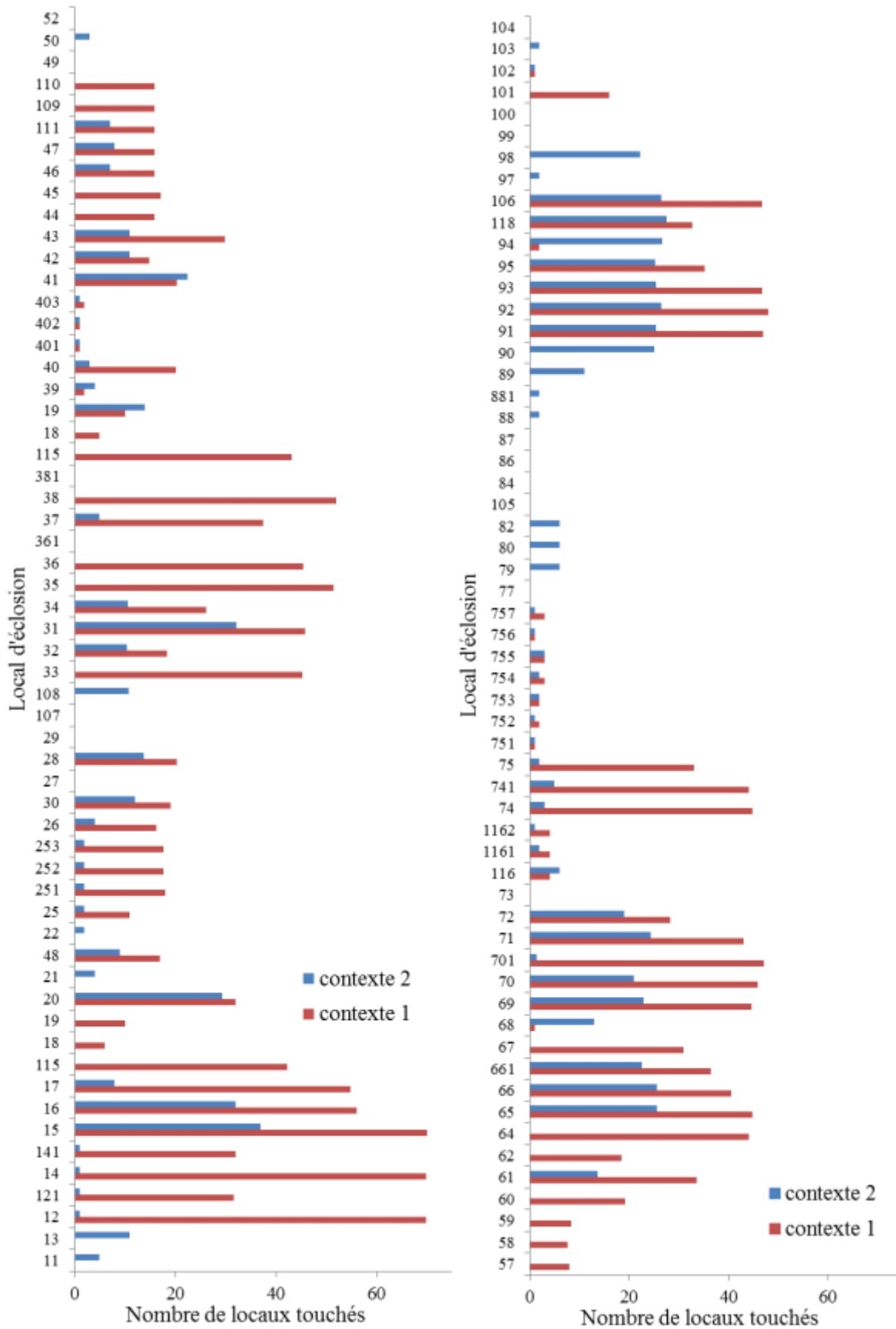


Figure 41: Nombre moyen de locaux touchés au bout de 2 h en fonction du numéro du local d'éclosion dans le contexte 1 et le contexte 2 avec ventilation sur les dix premières minutes.

L'examen de la Figure 41 montre que, pour un même local d'éclosion, le nombre de locaux touchés après 2 h de feu est généralement plus faible dans le contexte 2 pour lequel les portes sont fermées et la ventilation est interrompue après 10 min de feu. La combustion devient rapidement sous-oxygénée, ce qui ralentit considérablement la propagation de l'incendie. On note néanmoins que pour certains locaux particuliers (par exemple, les locaux 79, 80 et 82 du pont 4), le feu touche un plus grand nombre de locaux dans le contexte 2. En effet, dans le contexte 2, après l'arrêt de la ventilation, les fumées chaudes peuvent s'accumuler plus facilement en plafond et contribuer à transmettre le feu, principalement verticalement, vers les locaux voisins.

Dans le contexte 1, les locaux d'éclosion qui génèrent des feux touchant le plus grand nombre de locaux sont les locaux 12, 14 et 15 du pont 2, alors que, dans le contexte 2, il s'agit des locaux 15, 16 et 20 du pont 2 et du local 31 du pont 3. Leur emplacement en partie basse du navire explique la sévérité des feux qu'ils génèrent.

8. PROPAGATION PAR LES GAINES

Lorsqu'un feu se déclare dans un local, la ventilation est généralement en cours de fonctionnement. A la transmission du feu par les parois et les ouvertures s'ajoute alors la transmission par les gaines du réseau de ventilation. La transmission dans un local cible, proche ou distant du local source, peut se faire par le mode conductif lorsque la gaine traverse ce local cible ou par le mode convectif lorsque la gaine y débouche. L'objectif est ici d'évaluer numériquement les durées moyennes de transmission du feu par les gaines avant l'arrêt de la ventilation, consécutif à la détection du feu.

Plusieurs cas se présentent selon que la gaine dans le local feu (1) ou dans le local cible (m) est traversante ou débouchante :

- Configuration gaine traversante (GT)/gaine traversante (GT) (Figure 42a) : la gaine de ventilation, remplie d'air frais traverse le local feu (1). L'air ainsi surchauffé s'écoule ensuite dans le reste du réseau de ventilation. Lorsque la température de la gaine sur la face externe, ou température de peau, dans le local (m) dépasse de 140 degrés la

température initiale (norme SOLAS, 1974), on suppose que les matériaux combustibles présents dans ce local s'enflamment. La température ambiante étant de 20°C, cela correspond à une température de peau SOLAS de 433 K.

- Configuration gaine traversante (GT)/ gaine débouchante (GD) (Figure 42b): la gaine de ventilation, remplie d'air frais traverse le local feu (1), s'échauffe et s'écoule dans le reste du réseau de ventilation. Lorsque la gaine débouche dans le local cible (m), l'inflammation a lieu lorsque la température des fumées dans ce local dépasse 250°C, soit 523K [96].
- Configuration gaine débouchante (GD)/gaine traversante (GT) (Figure 42c): les fumées chaudes issues d'un incendie dans le local source (1) pénètrent dans la gaine qui traverse le local cible (m). L'inflammation des combustibles présents dans le local m se produit lorsque la température de peau dépasse de 140 degrés la température initiale.
- Configuration gaine débouchante (GD)/gaine débouchante (GD) (Figure 42d): les fumées chaudes issues d'un incendie dans le local feu pénètrent dans la gaine qui débouche dans le local (m). L'inflammation des combustibles présents dans le local m se produit lorsque la température des gaz dépasse 523K.

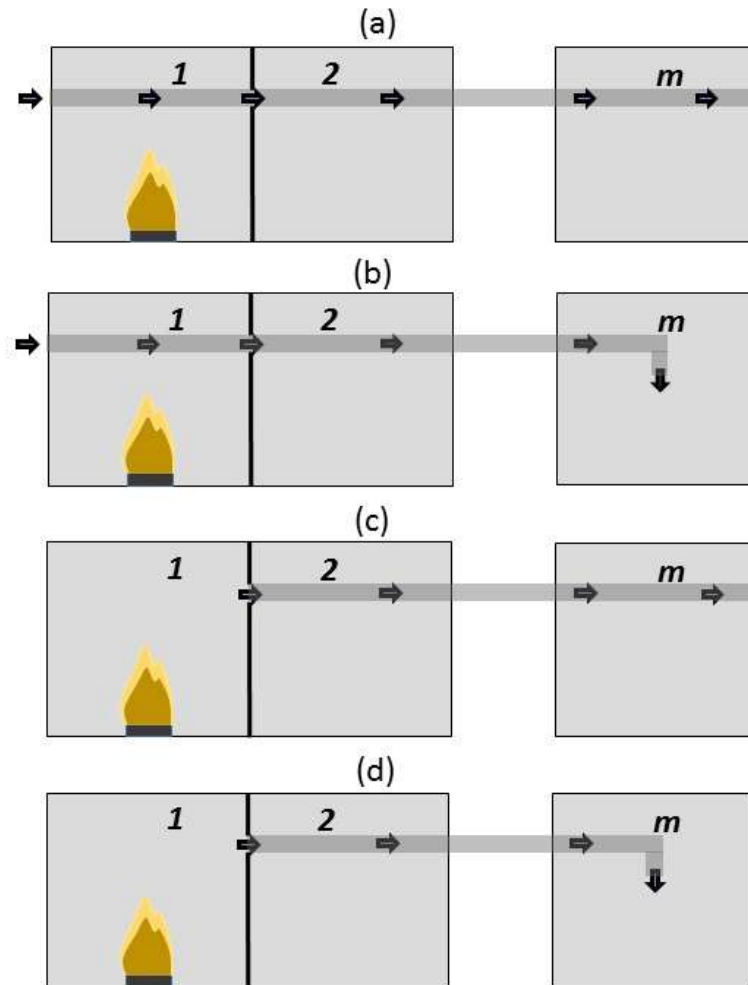


Figure 42 : Configurations gaine traversante (GT)/gaine traversante (GT) (a), gaine traversante (GT)/ gaine débouchante (GD) (b), gaine débouchante (GD)/gaine traversante (GT) (c) et gaine débouchante (GD)/gaine débouchante (GD) (d).

La détermination des durées moyennes de transmission requiert le calcul de l'écoulement d'un fluide compressible (air ou fumées d'incendie) dans une conduite à section constante ou variable dans les configurations évoquées ci-dessus. Pour cela un modèle numérique unidimensionnel a été développé. Sa validation a consisté d'une part, à vérifier la solution numérique sur deux problèmes dont la solution exacte est connue ou construite et, d'autre part, à la comparer aux résultats expérimentaux obtenus dans le cas d'un écoulement d'air dans une conduite cylindrique en acier inoxydable différenciellement chauffée. Le modèle a été ensuite

étendu au calcul d'un écoulement de fumées d'incendie. Les durées moyennes de transmission du feu par les gaines ont été calculées dans les différentes configurations.

8.1 Ecoulement d'air dans une conduite différentiellement chauffée

8.1.1 Equations générales

Les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie régissant l'écoulement instationnaire, compressible et visqueux, dans un domaine 1D à section variable sont rappelées ci-dessous. Le fluide est constitué de N espèces chimiques dont les fractions massiques sont reliées par la relation suivante: $\sum_{\alpha=1}^N Y_{\alpha} = 1$. On suppose que le mélange est inerte chimiquement, de sorte que sa composition reste constante.

Equation de continuité

$$A \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho A u}{\partial x} = 0 \quad (37)$$

Quantité de mouvement

$$A \frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u u A}{\partial x} = -A \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{4}{3} \frac{\partial}{\partial x} \left(A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad (38)$$

où μ est la viscosité dynamique du gaz.

Equation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie est écrite pour l'enthalpie du mélange gazeux, définie par $h = \sum_{\alpha} Y_{\alpha} h_{\alpha}$, où h_{α} est l'enthalpie de l'espèce α

$$A \frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial \rho u h A}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{DAp}{Dt} + AS_{ext} \quad (39)$$

où $\frac{D(\)}{Dt}$ représente la dérivée particulaire, $\frac{D(\)}{Dt} = \frac{\partial(\)}{\partial t} + u \frac{\partial}{\partial x}$, Pr est le nombre de Prandtl et S_{ext} un terme source d'énergie (par exemple, un apport de chaleur extérieur).

La phase gazeuse est supposée se comporter comme un gaz parfait, de sorte que:

$$p = \rho RT \sum_{\alpha} \frac{Y_{\alpha}}{M_{\alpha}} \quad (40)$$

où M_{α} est la masse molaire de l'espèce α et $R = 8,3145$ J/mol/K.

L'enthalpie massique de l'espèce α à la température T , qui se compose de l'enthalpie de formation à une température de référence et d'une enthalpie sensible, est définie par:

$$h_{\alpha}(T) = \Delta h_{f,\alpha}^0(T_{ref}) + \int_{T_{ref}}^T c_{p\alpha}(T') dT' \quad (41)$$

La chaleur massique à pression constante de l'espèce α , $c_{p\alpha}$, et l'enthalpie de formation à la température de référence, $\Delta h_{f,\alpha}^0(T_{ref})$, s'expriment en fonction de la température par des polynômes de degrés 4 et 5 respectivement :

$$c_{p\alpha}(T) = a_{1\alpha} + a_{2\alpha}T + a_{3\alpha}T^2 + a_{4\alpha}T^3 + a_{5\alpha}T^4 \quad (42)$$

$$\Delta h_{f,\alpha}^0(T_{ref}) = a_{1\alpha}T_{ref} + \frac{a_{2\alpha}}{2}T_{ref}^2 + \frac{a_{3\alpha}}{3}T_{ref}^3 + \frac{a_{4\alpha}}{4}T_{ref}^4 + \frac{a_{5\alpha}}{5}T_{ref}^5 + a_{6\alpha} \quad (43)$$

L'enthalpie d'espèce se déduit alors de l'expression polynomiale suivante :

$$h_{\alpha}(T) = a_{1\alpha}T + \frac{a_{2\alpha}}{2}T^2 + \frac{a_{3\alpha}}{3}T^3 + \frac{a_{4\alpha}}{4}T^4 + \frac{a_{5\alpha}}{5}T^5 + a_{6\alpha} \quad (44)$$

Les coefficients $a_{1\alpha}$ à $a_{6\alpha}$ sont extraits de la base de données thermodynamiques CHEMKIN [97] et de celle, plus complète, de Burcat[98], pour lesquelles $T_{ref} = 298,15$ K.

L'enthalpie et la chaleur massique du mélange sont définies par :

$$h = \sum_{\alpha=1}^N Y_{\alpha} h_{\alpha} \quad (45)$$

$$c_p = \sum_{\alpha=1}^N Y_{\alpha} c_{p\alpha}(T) \quad (46)$$

A noter qu'en raison de la dépendance en température des chaleurs massiques des espèces chimiques, le calcul de la température à partir de l'enthalpie nécessite une procédure itérative. L'obtention de la solution ne nécessite cependant que quelques itérations.

La viscosité dynamique du mélange μ est calculée à partir des viscosités dynamiques de chacune des espèces constituant la phase gazeuse [99]. La viscosité dynamique de chacune des espèces constituant la phase gazeuse est donnée par la théorie simplifiée de la cinétique des gaz. La conductivité thermique du gaz λ est déduite de la relation donnant le nombre de Prandtl: $Pr = \mu c_p / \lambda$.

8.1.2 Résolution numérique

La discrétisation spatiale s'effectue par la méthode des volumes finis sur grilles décalées [100] (Figure 43). Les grandeurs scalaires sont calculées au centre des cellules P , alors que la vitesse est calculée aux centres des faces OUEST (W) et EST (E). Nous adopterons la convention standard pour désigner les points qui se trouvent au voisinage d'un volume de contrôle. Par exemple Φ_E est la valeur de Φ au point de discrétisation E situé à l'est d'un volume de contrôle et Φ_e est la valeur de Φ sur la face est d'un volume de contrôle.

Par la suite, on notera par exemple: $x_{EP} = x_E - x_P$.

Les flux convectifs sont approchés par un schéma unilatéral (upwind), les termes diffusifs par un schéma centré d'ordre 2. Un schéma de type Euler décentré d'ordre 2 est ensuite employé pour la discrétisation temporelle. Une attention particulière est portée au couplage pression-vitesse.

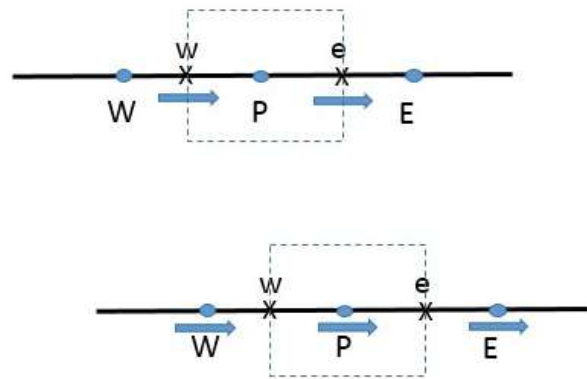


Figure 43 : Volumes de contrôle associés à un nœud scalaire (en haut) et à un nœud de vitesse (en bas).

Résolution de l'équation de quantité de mouvement

L'équation de quantité de mouvement (38) peut s'écrire sous la forme générique suivante :

$$A \frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u u A}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) = -A \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{3} \frac{\partial}{\partial x} \left(A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad (47)$$

Le terme instationnaire est approché par un schéma d'Euler décentré d'ordre 2:

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} = \frac{3\rho_P u_P - 4\rho_P^{n-1} u_P^{n-1} + \rho_P^{n-2} u_P^{n-2}}{2\Delta t} \quad (48)$$

où les exposants $n - 1$ et $n - 2$ correspondent à des valeurs aux temps $t - \Delta t$ et $t - 2\Delta t$.

Par souci de clarté, l'indice n correspondant au temps t est omis.

L'équation discrétisée devient :

$$\begin{aligned} \frac{3\rho_P u_P - 4\rho_P^{n-1} u_P^{n-1} + \rho_P^{n-2} u_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + \left(\rho u u A - A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_e - \left(\rho u u A - A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_w \\ = A_P (p_w - p_e) + S^u V_P \end{aligned} \quad (49)$$

où V_P est le volume de la cellule centrée au point P et $S^u = \frac{1}{3} \frac{\partial}{\partial x} \left(A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right)$.

L'utilisation d'un schéma de discrétisation spatiale unilatéral conduit à :

$$\left(\rho u u A - A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_e = u_P \max(0, F_e) - u_E \max(0, -F_e) - D_e^u (u_E - u_P) \quad (50)$$

$$\left(\rho u u A - A \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_w = u_W \max(0, F_w) - u_P \max(0, -F_w) - D_w^u (u_P - u_W) \quad (51)$$

avec

$$F_e = (\rho u A)_e$$

$$F_w = (\rho u A)_w$$

$$D_e^u = \frac{(A \mu)_e}{x_{EP}}$$

$$D_w^u = \frac{(A \mu)_w}{x_{PW}}$$

Sachant que : $\max(0, F) = \max(0, -F) + F$, l'équation discrétisée peut s'écrire :

$$\begin{aligned} & \left[\frac{3\rho_P V_P}{2\Delta t} + \max(0, -F_e) + D_e^u + F_e + \max(0, F_w) + D_w^u - F_w \right] u_P \\ & = u_E [\max(0, -F_e) + D_e^u] + u_W [\max(0, F_w) + D_w^u] \\ & + \frac{4\rho_P^{n-1} u_P^{n-1} - \rho_P^{n-2} u_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + A_P (p_w - p_e) + S^u V_P \end{aligned} \quad (52)$$

Ou encore :

$$u_P = \frac{a_E u_E + a_W u_W + b}{a_P} + \frac{A_P}{a_P} (p_w - p_e) \quad (53)$$

en posant :

$$a_E = \max(0, -F_e) + D_e^u \quad (54)$$

$$a_W = \max(0, F_w) + D_w^u \quad (55)$$

$$a_P = \frac{3\rho_P V_P}{2\Delta t} + a_E + F_e + a_W - F_w \quad (56)$$

$$b = \frac{4\rho_P^{n-1} u_P^{n-1} - \rho_P^{n-2} u_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + S^u V_P \quad (57)$$

En définissant la pseudo-vitesse par :

$$\hat{u}_P = \frac{a_E u_E + a_W u_W + b}{a_P} \quad (58)$$

Et

$$d_P = \frac{A_P}{a_P} \quad (59)$$

On peut alors calculer la vitesse au point P à partir de la relation suivante :

$$u_P = \hat{u}_P + d_P (p_w - p_e) \quad (60)$$

Résolution de l'équation de continuité

La discrétisation de l'équation de continuité (37) conduit à :

$$\frac{V_P}{2\Delta t} (3\rho_P - 4\rho_P^{n-1} + \rho_P^{n-2}) + (\rho u A)_e - (\rho u A)_w = 0 \quad (61)$$

Une étape importante de l'algorithme proposé consiste à remplacer la masse volumique dans le terme instationnaire par la pression :

$$\frac{V_P}{2\Delta t} \left(3 \frac{p_P}{RT_P} - 4\rho_P^{n-1} + \rho_P^{n-2} \right) + (\rho u A)_e - (\rho u A)_w = 0 \quad (62)$$

L'utilisation des pseudo-vitesses définie par :

$$u_e = \hat{u}_e + d_e(p_P - p_E) \quad (63)$$

$$u_w = \hat{u}_w + d_w(p_W - p_P) \quad (64)$$

conduit ensuite à l'équation suivante :

$$\begin{aligned} \frac{V_P}{2\Delta t} \left(3 \frac{p_P}{RT_P} - 4\rho_P^{n-1} + \rho_P^{n-2} \right) + \rho_e A_e \hat{u}_e + \rho_e A_e d_e (p_P - p_E) \\ - \rho_w \hat{u}_w A_w - \rho_w A_w d_w (p_W - p_P) = 0 \end{aligned} \quad (65)$$

ou, sous une autre forme :

$$a_P p_P = a_E p_E + a_W p_W + b \quad (66)$$

avec :

$$a_E = \rho_e A_e d_e$$

$$a_W = \rho_w A_w d_w$$

$$a_P = \frac{3V_P}{2\Delta t RT_P} + a_E + a_W$$

$$b = \frac{V_P}{2\Delta t} (4\rho_P^{n-1} - \rho_P^{n-2}) - \rho_e \hat{u}_e A_e + \rho_w \hat{u}_w A_w$$

Résolution de l'équation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie (39) s'écrit, en explicitant la dérivée particulaire de la pression, de la façon suivante :

$$A \frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial \rho u h A}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{DAp}{Dt} + AS_{ext} \quad (67)$$

En suivant la même procédure que précédemment pour expliciter le terme instationnaire à l'ordre 2, l'équation discrétisée peut donc s'exprimer de la façon suivante :

$$\begin{aligned} & \frac{3\rho_P h_P - 4\rho_P^{n-1} h_P^{n-1} + \rho_P^{n-2} h_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + (\rho u h A)_e - (\rho u h A)_w \\ & = \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right)_e - \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right)_w + x_{ew} \frac{DAp}{Dt} + V_P S_{ext} \end{aligned} \quad (68)$$

avec :

$$\begin{aligned} (\rho u h A)_e &= h_P \max(0, F_e) - h_E \max(0, -F_e) \\ (\rho u h A)_w &= h_W \max(0, F_w) - h_P \max(0, -F_w) \\ \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right)_e &= D_e^h (h_E - h_P) \\ \left(A \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x} \right)_w &= D_w^h (h_P - h_W) \end{aligned}$$

En posant :

$$\begin{aligned} D_e^h &= \frac{\left(\frac{A\mu}{Pr} \right)_e}{\Delta x_{EP}} \Delta t D_w^h = \frac{\left(\frac{A\mu}{Pr} \right)_w}{\Delta x_{PW}} \\ S^h &= x_{ew} \frac{DAp}{Dt} = x_{ew} \left\{ A_P \left(\frac{p_P - p_P^{n-1}}{\Delta t} \right) + u_p [(Ap)_e - (Ap)_w] \right\} \end{aligned}$$

l'équation devient :

$$\begin{aligned} & \left[\frac{3\rho_P V_P}{2\Delta t} + \max(0, -F_e) + D_e^h + F_e + \max(0, F_w) + D_w^h - F_w \right] h_P \\ & = h_E [\max(0, -F_e) + D_e^h] + h_W [\max(0, F_w) + D_w^h] \\ & + \frac{4\rho_P^{n-1} h_P^{n-1} - \rho_P^{n-2} h_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + S^h + S_{ext} V_P \end{aligned} \quad (69)$$

Enfin, on peut écrire l'équation sous la forme algébrique suivante :

$$a_P h_P = a_E h_E + a_W h_W + b$$

avec :

$$a_E = \max(0, -F_e) + D_e^h \quad (70)$$

$$a_W = \max(0, F_w) + D_w^h \quad (71)$$

$$a_P = \frac{3\rho_P V_P}{2\Delta t} + a_E + a_W + F_e - F_w \quad (72)$$

$$b = \frac{4\rho_P^{n-1} h_P^{n-1} - \rho_P^{n-2} h_P^{n-2}}{2\Delta t} V_P + S^h + V_P S_{ext} \quad (73)$$

Séquence de calcul

La séquence des opérations de calcul de l'algorithme proposé est donnée ci-dessous. Cette procédure permet de satisfaire au mieux l'équation d'état au travers de la boucle 3. Elle garantit également la conservation de la masse dans tout le domaine et une réduction du temps de calcul pour une précision donnée par rapport aux schémas standards.

Séquence de calcul

- **Etape 1** : Initialiser u, p, T , et calculer ρ en utilisant la loi des gaz parfaits
- **Début Boucle 1**
- **Etape 2** : Pour la nouvelle étape de temps $t = n\Delta t$, stocker les valeurs de vitesse, pression, enthalpie et température obtenues aux étapes $n - 1$ et $n - 2$

Par exemple : $u^{n-1} = u$, $u^{n-2} = u^{n-1}$

- **Début Boucle 2**
- **Etape 3** : Calculer les termes convectifs (F) et diffusifs (D) des équations de conservation
- **Etape 4** : Calculer les pseudos vitesses \hat{u} et les coefficients dp
 - **Début de boucle 3**
 - **Etape 5** : Résoudre les équations couplées d'enthalpie, de pression, et calculer la température jusqu'à la convergence*
 - **Fin de boucle 3** : Répéter jusqu'à la convergence* pour la pression et la température

- **Etape 6 :** Calculer ρ en utilisant p et T calculés à l'étape 5
- **Etape 7 :** Corriger la vitesse : $u_p = \hat{u}_p + dp_p(p_w - p_e)$

A ce stade, une procédure de relaxation peut être appliquée sous la forme : $u_p = \alpha \hat{u}_p + (1 - \alpha)u_p$ où α est un paramètre de sous-relaxation ($0 \leq \alpha \leq 1$).

- **Fin Boucle 2 :** Répéter jusqu'à la convergence* pour la vitesse, la pression et la température
- **Fin Boucle 1 :** Répéter jusqu'au temps final ou, dans le cas stationnaire, jusqu'à la convergence en temps pour la vitesse, la température et la pression

*Le critère de convergence pour les boucles internes est donné par:

$$\frac{\max_i |\Phi_i^{v+1} - \Phi_i^v|}{|\Phi_i^{v+1}|} \leq \epsilon_v$$

pour $\Phi = u, p, T_x, v$ étant le numéro de l'itération interne et ϵ_v la tolérance.

Pour définir le critère de convergence vers l'état stationnaire, il suffit de remplacer v par n , n étant le numéro de l'itération en temps.

8.1.3 Validation du modèle

La validation du code 1D incluant ce nouvel algorithme a consisté d'une part, à vérifier la solution numérique sur deux problèmes dont la solution exacte est connue ou construite et, d'autre part, à la comparer aux résultats expérimentaux obtenus dans une conduite cylindrique en CVR chauffée fournis par DGA Tn[101]. L'analyse des résultats obtenus pour les deux premiers cas tests est donnée dans l'Annexe 1. Nous présentons ci-dessous le cas d'intérêt d'un écoulement d'air dans une gaine traversant différentiellement chauffée. Cette configuration, qui correspond à la configuration GT/GT de la Figure 42a, est en tout point identique à celle décrite dans le PEA SECURE pour la qualification de la tenue au feu d'une canalisation[101].

La gaine en acier inoxydable de 80mm de diamètre et de 2mm d'épaisseur est disposée en plafond et traverse un local, appelé par la suite local feu, dans lequel on impose un profil de température puis quatre caissons cibles en série. Le problème physique est représenté sur la Figure 44.

Quatre essais ont été simulés. Ils correspondent à différentes conditions de vitesse et de température du local feu. Les fichiers donnant la vitesse du gaz à l'entrée de la gaine et la température du local feu au cours du temps ont été fournis par DGA Tn.

Comme conditions aux limites, on impose à l'entrée de la gaine la vitesse, la température et un gradient de pression nul, alors qu'en sortie on impose la pression atmosphérique et des gradients de vitesse et de température nuls. A l'instant initial, on a : $p = p_{atm}$, $T = T_{amb}$ et $u = 0$.

La conduction unidimensionnelle à travers la paroi de la gaine est calculée en suivant la procédure donnée dans l'Annexe 2 en négligeant la contribution radiative dans la gaine. Cette étape s'insère avant la boucle 3 dans la séquence de calcul.

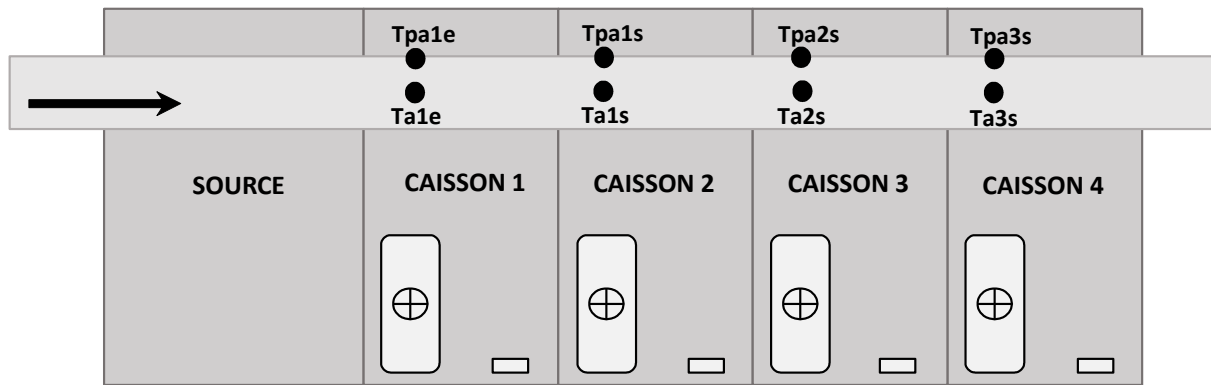


Figure 44 : Configuration et instrumentation du réseau de ventilation pour le cas test 3.

Les données du problème et les paramètres numériques sont les suivants :

- Longueur totale de la gaine : 17m comprenant :
 - $-5 m \leq x \leq -4 m$: section d'entrée du local feu
 - $-4 m \leq x \leq 0 m$: local feu
 - $0 m \leq x \leq 3 m$: caisson 1
 - $3 m \leq x \leq 6 m$: caisson 2
 - $6 m \leq x \leq 9 m$: caisson 3
 - $9 m \leq x \leq 12 m$: caisson 4
- Diamètre de la gaine : $D = 0.08 m$
- Epaisseur de la gaine : $e = 0,002 m$
- Propriétés de l'acier inoxydable:
 - conductivité thermique : 16W/m/K
 - capacité calorifique : 502J/kg/K

- masse volumique : 7960kg/m^3
- émissivité : 0,4
- Coefficient de convection estimé à l'extérieur de la gaine dans le local feu : $h = 27\text{W/m}^2/\text{K}$
- Coefficient de convection à l'intérieur de la gaine : h_{int}

Ce coefficient est calculé à l'aide de la corrélation de Colburn [102] donnant le nombre de Nusselt $Nu = h_{int}D/\lambda = 0.023 \left(\frac{\rho u D}{\mu}\right)^{4/5} Pr^{1/3}$ où les propriétés du fluide sont évaluées à la température du film $(T_{p_{int}} + T)/2$.

- Coefficient de convection à l'extérieur de la gaine dans les autres caissons : $h = 5\text{W/m}^2/\text{K}$
- Nombre de Prandtl : $Pr = 0,71$
- Température initiale : $T_{amb} = 293,15\text{ K}$
- Pas d'intégration dans le temps : $\Delta t = 1\text{ s}$
- Maillage uniforme à 170 volumes

Concernant le rayonnement, le gaz (ici, de l'air chaud) peut être considéré comme transparent. Dans la mesure où les parois sont à la même température (symétrie radiale du problème), on peut négliger la contribution radiative dans la conduite.

L'apport de chaleur dans le local feu est représenté par un terme source dans l'équation de l'énergie (39). Ce terme source s'écrit sous la forme :

$$S_{ext} = \frac{4}{D} h_{int} (T_{p_{int}} - T)$$

où $T_{p_{int}}$ est la température du gaz sur la face interne de la gaine.

Les quatre essais de validation diffèrent uniquement par les données d'entrée relatives à la vitesse de ventilation et à la température du local feu. Les évolutions de ces grandeurs au cours du temps sont données sur la Figure 45. Les deux premiers essais correspondent à des vitesses d'entrée comprises entre 3 et 5m/s, les deux derniers à des vitesses comprises entre 6,5 et 10m/s.

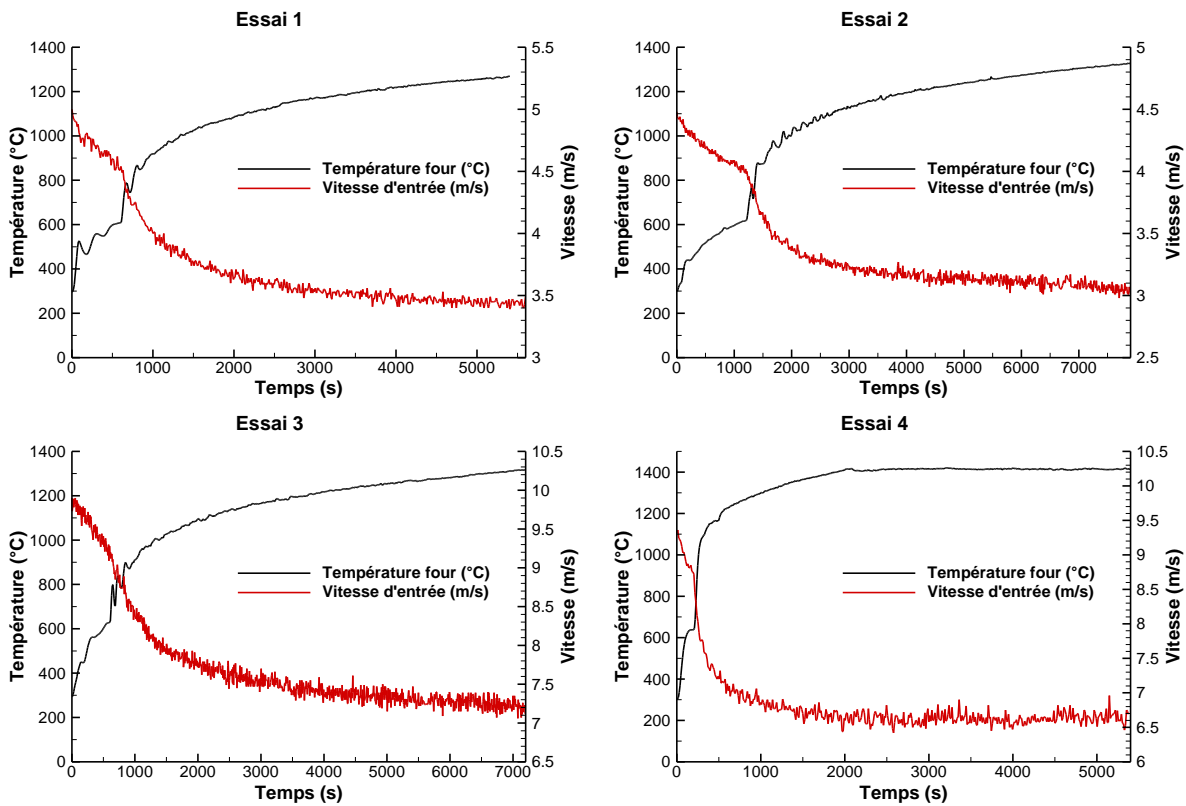


Figure 45 : Cas test 3 : écoulement d'air dans une gaine traversantedifférentiellement chauffée - Evolutions temporelles de la vitesse d'entrée et de la température du local feu pour les essais 1 à 4. Données : $D = 8 \text{ cm}$, $e = 2 \text{ mm}$.

Sur la Figure 46, nous avons comparé les évolutions temporelles des températures du gaz et de la paroi, sur la face externe, prédites par le modèle et celles mesurées pour les quatre essais de validation. Les températures, notées $Ta1e$ à $Ta3s$ pour le gaz et $Tp1e$ à $Tp3s$ pour la paroi, ont été évaluées en $x = 0,8 ; 3,8 ; 6,8 ; 9,8\text{m}$ (Figure 44).

Dans la phase fortement transitoire pendant laquelle le local feu monte en température, le modèle surestime légèrement la montée en température du gaz et de la paroi. Les hypothèses d'homogénéité de l'écoulement dans le local feu et de coefficient de convection constant sur lesquelles repose le modèle ne sont sans doute pas totalement respectées durant cette phase.

On note également un écart important entre les températures de paroi prédites et mesurées dans le caisson 1, $Tp1e$. Le capteur de température, placé sur le haut de la conduite, près du plafond, a sans doute été exposé à une source de chaleur supplémentaire (rayonnement du

caisson feu non isolé thermiquement et développement d'une couche chaude dans le caisson 1) que le modèle ne prend pas en compte.

L'accord entre le modèle et l'expérience est néanmoins satisfaisant.

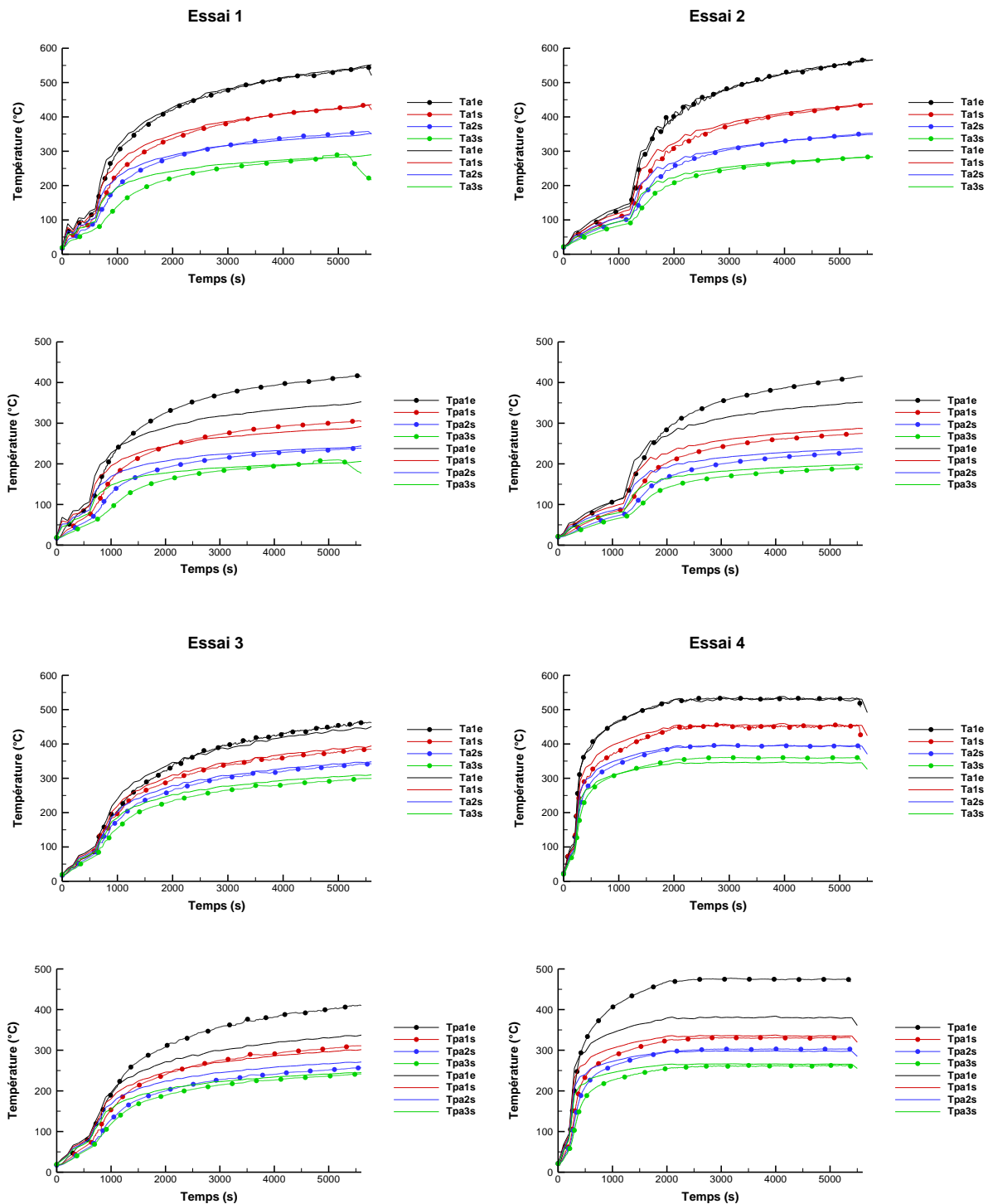


Figure 46 : Cas test 3: écoulement d'air dans une gaine traversantedifférentiellement chauffée - Evolutions temporelles des températures du gaz et de paroi en face externe pour les essais 1 à 4.

Données : $D = 8$ cm, $e = 2$ mm.

8.2 Ecoulement de fumées chaudes dans une conduite

Le modèle 1D peut être étendu au calcul d'un écoulement de fumées chaudes d'incendie dans les configurations GD/GT (Figure 42c) ou GD/GD (Figure 42d). Dans ce cas, le gaz à l'intérieur de la conduite ne peut plus être considéré comme un milieu transparent. Il est donc nécessaire de calculer le rayonnement. Pour cela, on résout l'équation de transfert radiatif en configuration axisymétrique en utilisant la méthode des volumes finis (MVF)[103]. La source radiative de l'équation de bilan d'énergie 1D est alors moyennée sur la section de la conduite, de sorte que le terme source devient :

$$S_{ext} = \frac{4}{D} h_{int} (T_{p_{int}} - T) + \frac{1}{V_P} \int_{V(x,0)}^{V(x,R)} \kappa (G - 4\sigma T^4) dV \quad (74)$$

où G est le rayonnement incident, calculé par la MVF, et κ le coefficient d'absorption de la phase gazeuse.

Le coefficient d'absorption de la phase gazeuse inclut les contributions des suies et des produits gazeux qui participent au rayonnement (ici, CO, CO₂ et H₂O) :

$$\kappa_g = \underbrace{\kappa_{g,s}}_{\text{suies}} + \underbrace{\kappa_{g,pr}}_{\substack{\text{espèces gazeuses} \\ \text{radiativement participatives}}} \quad (75)$$

où $\kappa_{g,s}$ est donné par la relation de Sazhin[104] :

$$\kappa_{g,s} = 1232.4 \rho_{soot} f_{vsoot} [1 + 4.8 \times 10^{-4} (T - 2000)] \quad (76)$$

Avec $\rho_{soot} = 1800 \text{ kg/m}^3$.

Pour le calcul de $\kappa_{g,pr}$, on considère la dépendance en température du coefficient d'absorption des espèces gazeuses qui participent au rayonnement:

$$\kappa_{g,pr} = a_{CO}(T) p_{CO} + a_{CO_2}(T) p_{CO_2} + a_{H_2O}(T) p_{H_2O} \quad (77)$$

où p_{CO} , p_{CO_2} et p_{H_2O} sont les pressions partielles de CO, CO₂ et H₂O ($p_i = pX_i$ où X_i est la fraction molaire de l'espèce i et p , la pression locale exprimée en Atm).

Les coefficients a_{CO_2} , a_{H_2O} et a_{CO} dépendent de la température et peuvent être approchés pour des températures comprises entre 300 et 2500K, par des polynômes de degré 5[105] en fonction de T ou $TT = 1000/T$:

$$a_{CO_2} = 18.741 - 121.31 TT + 273.5 TT^2 - 194.05 TT^3 + 56.31 TT^4 - 5.8169 TT^5 \quad (78)$$

$$a_{H_2O} = -0.23093 - 1.12390 TT + 9.4153 TT^2 - 2.9988 TT^3 + 0.51382 TT^4 - 1.8684 \times 10^{-5} TT^5 \quad (79)$$

$$a_{CO} = \begin{cases} 4.7869 - 0.06953T + 2.95775 \times 10^{-4}T^2 - 4.25732 \times 10^{-7}T^3 \\ \quad + 2.02894 \times 10^{-10}T^4 & \text{pour } T \leq 750K \\ 10.09 - 0.01183T + 4.7753 \times 10^{-6}T^2 - 5.87209 \times 10^{-10}T^3 \\ \quad - 2.5334 \times 10^{-14}T^4 & \text{pour } T > 750K \end{cases} \quad (80)$$

La conduction unidimensionnelle à travers la paroi de la gaine est calculée en suivant la procédure donnée dans l'Annexe 2.

A ce jour, nous ne disposons d'aucune donnée permettant de valider le modèle. Pour y remédier, des essais sont prévus en début d'année 2016 dans la halle expérimentale de l'IUSTI.

Dans les simulations qui sont présentées ci-dessous, on suppose que les fumées sont produites par la combustion stœchiométrique d'heptane (C_7H_{16}), de sorte que leur composition massique est donnée par : $Y_{C_7H_{16}}, Y_{CO}, Y_{O_2} = 0$, $Y_{CO_2} = 0,1913$, $Y_{H_2O} = 0,0894$, $Y_{N_2} = 0,7193$. La fraction volumique de suies est fixée à la valeur maximale de 2×10^{-6} calculée par le code SAFIR3D. Les évolutions temporelles de la température des fumées et de la vitesse à l'entrée de la conduite correspondent à celles de l'essai 3 (Figure 45c). La conduite a un diamètre $D = 8\text{cm}$ et une épaisseur $e = 2\text{ mm}$.

La Figure 47 représente les évolutions temporelles des températures de gaz brûlés dans la conduite et de peau prédites par le modèle pour les capteurs placés à 0,8 ; 3,8 ; 6,8 et 9,8m du local feu. On observe une montée brutale de ces températures sur les 1000 premières secondes, parallèlement à celle du local feu, suivi par un comportement quasi asymptotique qui témoigne de la mise à l'équilibre du système. En fin d'essai, l'écart entre la température des fumées et la paroi passe de 250degrés pour le caisson 1 à moins de 60degrés pour le dernier caisson.

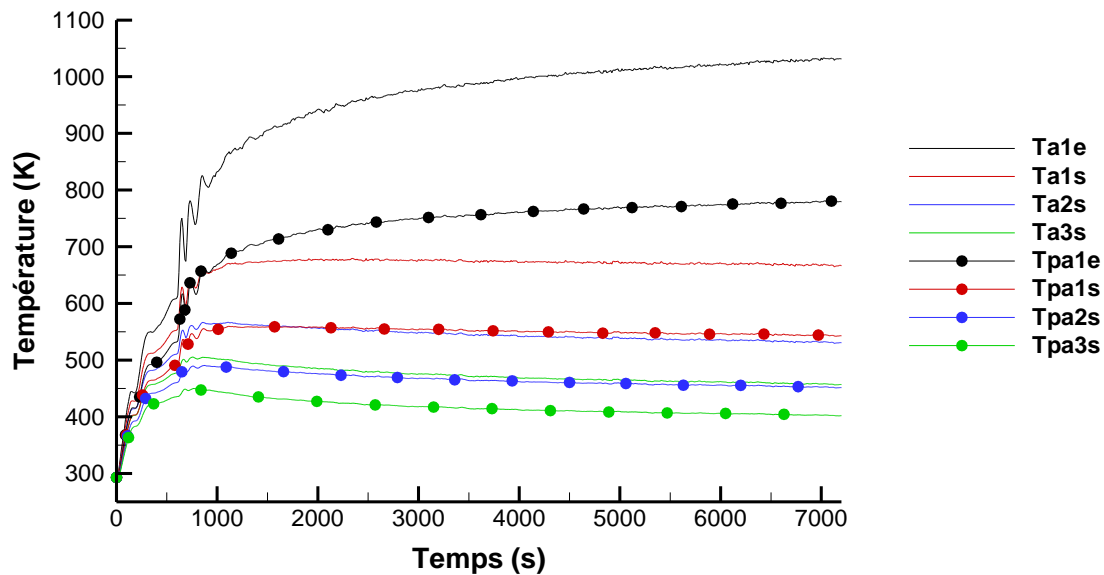


Figure 47 : Ecoulement de fumées chaudes dans une conduite - Evolutions temporelles des températures de gaz brûlés et de peau. Données : $D = 8$ cm, $e = 2$ mm.

8.3 Durées moyennes de transmission du feu par les gaines

Le modèle 1D peut maintenant être utilisé pour calculer les durées moyennes de transmission du feu par les gaines.

On rappelle ci-dessous les critères d'inflammation :

- Si la gaine, remplie d'air ou de fumées chaudes, traverse le local (m), l'inflammation des matériaux combustibles présents dans ce local est supposée se produire lorsque la température sur la face externe de la conduite dépasse 433 K.
- Si la gaine, remplie d'air ou de fumées chaudes, débouche dans le local (m), l'inflammation est supposée se produire lorsque la température des gaz en sortie de gaine dépasse 523 K [96].

Le diamètre de la gaine est de 8cm et la vitesse d'extraction est de 10m/s.

8.3.1 Configurations GT/GT et GT/GD

Dans ces configurations, le fluide qui circule dans la gaine est de l'air. La longueur totale de la conduite est de 29 m, i.e. le local source de 4m précédé d'une zone « tampon » de 1m, suivi

de 8 caissons cibles de 3m, numérotés de 1 à 8 à partir du local source. Le profil de feu retenu dans le local feu est celui de l'essai 3 (Figure 45c). Comme précédemment, nous avons calculé les positions les plus avancées des isothermes 433 K et 523K (Figure 48). Jusqu'à 1420 s de feu, le feu ne s'est pas encore propagé ($y_{433} = 0$ m et $y_{523} = 0$ m). A 3000 s, le feu s'est propagé par conduction à travers la gaine dans les caissons 1 à 4 ($y_{433} = 10,1$ m). La température de 523 K n'est jamais atteinte dans la gaine ($y_{523} = 0$ m). Les calculs montrent par ailleurs que la température du gaz dans la conduite ne dépasse pas 512 K.

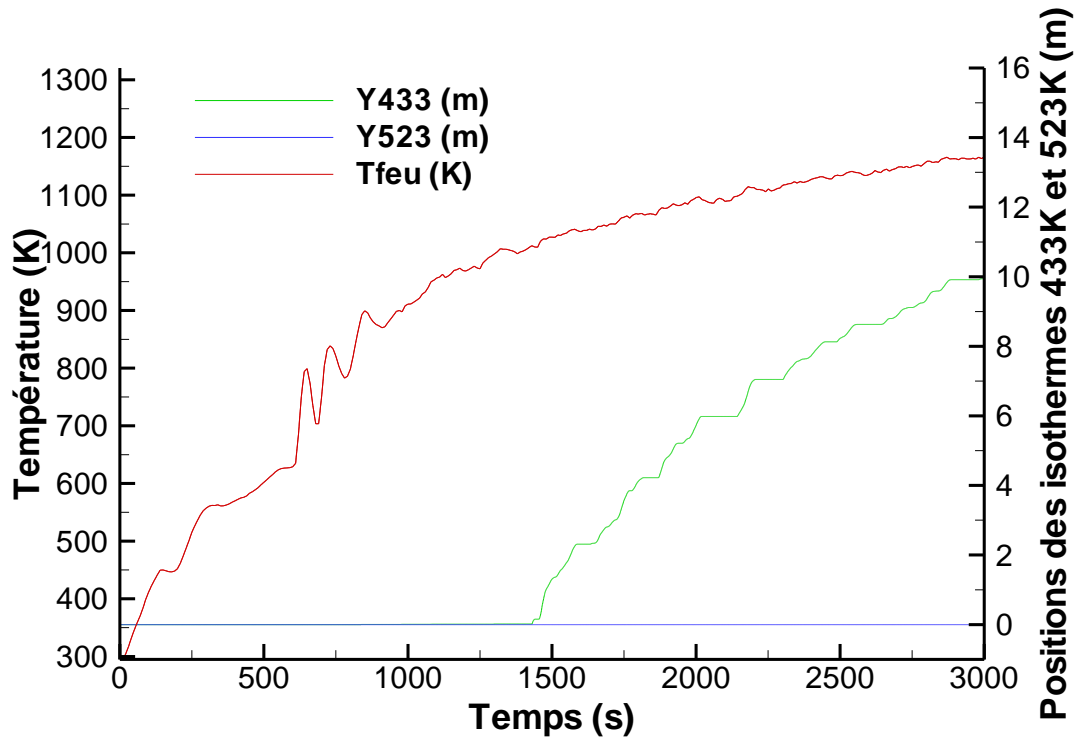


Figure 48 : Longueurs caractéristiques de transmission du feu par les gaines en configurations GT/GT et GT/GD – Profil de feu et évolutions temporelles des isothermes 433 K pour la température de peau et 523K pour la température du gaz, ici de l'air. Données : $D = 8$ cm, $e = 2$ mm, $U_{ext} = 10$ m/s.

8.3.2 Configurations GD/GT et GD/GD

Dans ces configurations, les fumées chaudes provenant de la combustion d'heptane circulent dans la gaine depuis le local feu. La longueur de la conduite est de 24m (i.e. 8 caissons cibles de 3m). L'évolution au cours du temps de la température d'entrée des fumées correspond au profil de feu de l'essai 3 (Figure 45c). On rappelle la composition massique des fumées : $Y_{C_7H_{16}}, Y_{CO}, Y_{O_2} = 0$, $Y_{CO_2} = 0,1913$, $Y_{H_2O} = 0,0894$, $Y_{N_2} = 0,7193$, et $f_{vsoot} = 2 \times 10^{-6}$.

Le lien direct entre la température des fumées à l'entrée de la conduite et les isothermes 433 K pour la température de peau et 523K pour la température des fumées est clairement visible sur la Figure 49. Lorsque la température des fumées augmente, on constate un déplacement de ces isothermes le long de la gaine. A 600s le feu s'est propagé dans les caissons 1 à 4 par transfert conductif au travers de la gaine ($y_{433} = 11,05$ m) et jusqu'au caisson 3 par les fumées ($y_{523} = 6,25$ m). Après 770 s et 1120 s, les isothermes 433 et 523 K se figent respectivement à 13,1 m (jusqu'au caisson5) et 10,1 m (jusqu'au caisson 4), traduisant une mise à l'équilibre thermique du système.

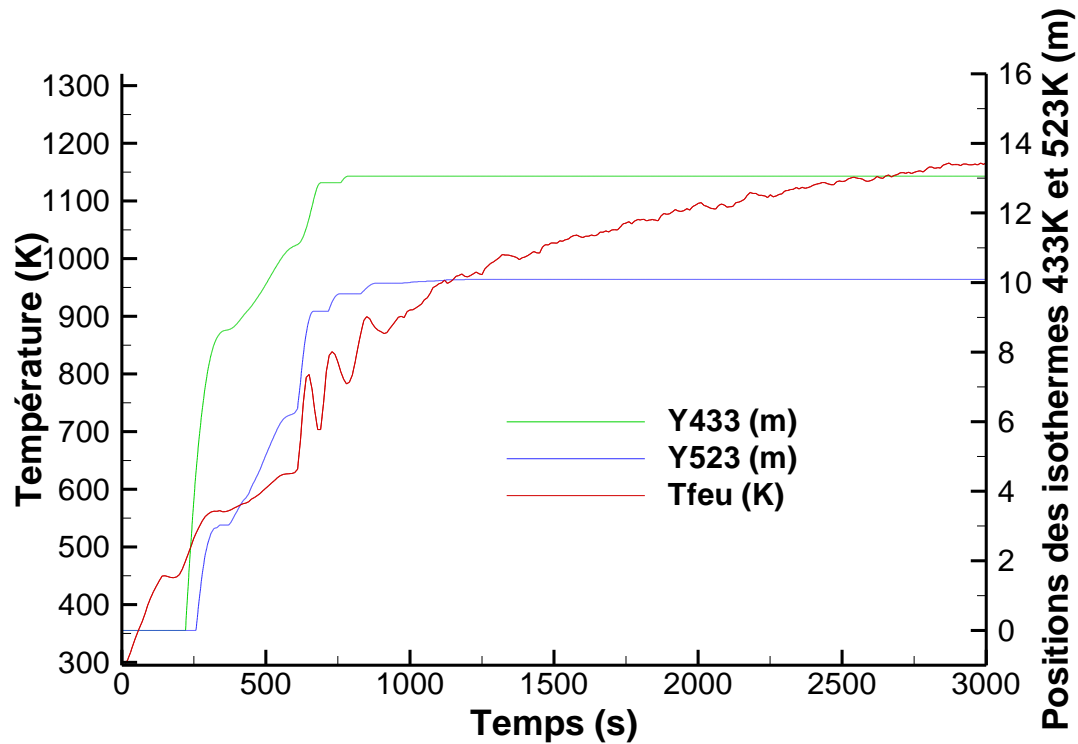


Figure 49 : Transmission du feu par les gaines en configurations GD/GT et GD/GD – Profil de feu et évolutions temporelles des isothermes 433K et 523K. Données : $D = 8$ cm, $e = 2$ mm,

$$U_{ext} = 10 \text{ m/s et } f_{vsoot} = 2 \times 10^{-6}.$$

8.3.3 Influence de quelques données d'entrée

Une étude non exhaustive a été conduite dans les configurations de référence analysées ci-dessus afin de montrer la sensibilité de la solution, ici les positions des isothermes Y_{433} et Y_{523} après 600 et 1200 s, aux variations de certaines données d'entrée, en particulier la section de la

conduite, la vitesse d'extraction ou, le cas échéant, la concentration des fumées. Le Tableau 10 rassemble les résultats de simulations obtenus. Dans ce tableau, les conditions de référence figurent en caractères gras. Par exemple, lorsque l'on fait varier le diamètre de la conduite D , les autres grandeurs, U_{ext} et f_{vsoot} , sont maintenues constantes et égales à 10m/s et 2×10^{-6} . Le profil de feu retenu dans le local feu est celui de l'essai 3 (Figure 45c).

Comme attendu, le risque de propagation est plus faible dans les configurations GT/GT et GT/GD (Tableau 10a) que dans les configurations GD/GT et GD/GD (Tableau 10b). Pour les premières configurations, lorsque le débit d'air dans la conduite augmente, via une augmentation du diamètre de la gaine et/ou de la vitesse d'extraction, la température du fluide en sortie du local feu diminue, ce qui induit une diminution des distances caractéristiques de transmission. On observe qu'après 600s, le feu ne s'est pas propagé dans les autres locaux quel que soit le mode de transfert ($Y_{433} = Y_{4523} = 0 \text{ m}$), à l'exception du cas GT/GT à 5m/s où le temps de résidence de l'air dans la section chauffée de la gaine est suffisant pour échauffer la conduite au-delà de 433 K dans le caisson 1 sur 0,015m. Après 1200s de feu, pour la même raison, à 5m/s, les caissons 1 à 4 sont touchés par le feu ($Y_{433} = 11,67 \text{ m}$). Dans les autres cas, la propagation du feu n'a pas lieu ou reste limitée aux caissons 1 et 2.

Pour les configurations GD/GT et GD/GD (Tableau 10b), on observe que lorsque le diamètre de la conduite et/ou la vitesse d'extraction augmente, le débit de gaz brûlés dans la conduite augmente, ce qui conduit à une augmentation des distances caractéristiques de transmission du feu par les gaines ou les fumées. De plus, si la concentration en suies augmente, le coefficient d'absorption de la phase gazeuse augmente, ce qui a pour effet de réduire les distances caractéristiques de propagation. Cet effet reste néanmoins très limité.

	(a) AIR			
	GT/GT		GT/GD	
	Y433(m) à 600s	Y433(m) à 1200s	Y523(m) à 600s	Y523(m) à 1200s
$D = 0,08 \text{ m}$	0	0,01	0	0
$D = 0,12 \text{ m}$	0	0	0	0
$D = 0,16 \text{ m}$	0	0	0	0
$U_{ext} = 5 \text{ m/s}$	0	7,95	0	3,31
$U_{ext} = 15 \text{ m/s}$	0	0	0	0
	(b) FUMÉES			
	GD/GT		GD/GD	
	Y433(m) à 600s	Y433(m) à 1200s	Y523(m) à 600s	Y523(m) à 1200s
$D = 0,08 \text{ m}$	11,06	13,06	6,25	10,09
$D = 0,12 \text{ m}$	16,06	18,83	9,10	14,33
$D = 0,16 \text{ m}$	20,83	24,00 (780 s)	11,87	18,45
$U_{ext} = 5 \text{ m/s}$	5,04	6,34	3,48	5,62
$U_{ext} = 15 \text{ m/s}$	17,08	19,71	8,85	14,21
$f_{vsoot} = 10^{-6}$	11,09	13,16	6,30	10,26
$f_{vsoot} = 4 \times 10^{-6}$	10,99	12,90	6,18	9,82

Tableau 10 : Résultats de l'étude paramétrique donnant les positions des isothermes 433 et 523 K obtenus en faisant varier le diamètre de la conduite D , la vitesse d'extraction U_{ext} ou la fraction volumique de suie dans les fumées f_{vsoot} . Lorsque l'isotherme 433 K atteint l'extrémité de la conduite avant 1200 s, le temps correspondant est indiqué entre parenthèses.

8.3.4 Durées moyennes de transmission pour un feu éclos dans le local 15 de la maquette du navire de DGA Tn

On s'intéresse dans ce paragraphe à la propagation d'un feu éclos dans le local 15 du navire DGA Tn en se plaçant volontairement dans les configurations les plus critiques, à savoir les configurations GD/GT et GD/GD. Le profil de feu dans ce local a été calculé par le code CEIL® pour un débit d'extraction de $1500 \text{ m}^3/\text{h}$, la ventilation étant interrompue 600s après la détection du sinistre. La longueur de la conduite est de 60 m, son diamètre est de 18cm, donnant une vitesse d'extraction de 16.374 m/s. On rappelle la composition massique des fumées : $Y_{C7H16}, Y_{CO}, Y_{O_2} = 0, Y_{CO_2} = 0,1913, Y_{H_2O} = 0,0894, Y_{N_2} = 0,7193$, et $f_{vsoot} = 2 \times 10^{-6}$.

Après 600 s, le feu s'est propagé sur 45.24 m dans la configuration GD/GT et sur 31.02 m dans la configuration GD/GD (Figure 50). A titre d'exemple, si la gaine débouche dans un local distant du local feu de 20 m, le local cible correspondant s'enflammera à 394 s.

On observe également qu'à l'instant du flashover, ici $t = 381$ s, la transmission par une gaine traversante (resp. débouchante) peut se produire sur une distance de 35,59 m (resp. 16,44 m) depuis le local feu.

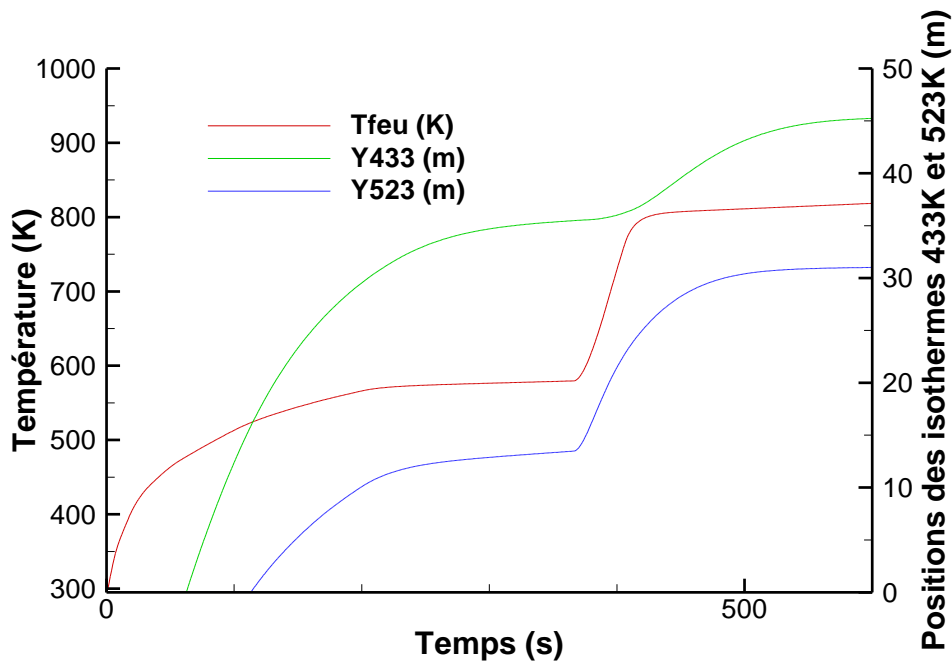


Figure 50 : Longueurs caractéristiques de transmission du feu par les gaines en configurations GD/GT et GD/GD – Profil de feu dans le local 15 du navire DGA Tn et évolutions temporelles des isothermes 433 K pour la température de peau et 523 K pour la température des fumées dans la conduite. Données : $D = 18$ cm, $e = 2$ mm, $U_{ext} = 16,374$ m/s et $f_{vsoot} = 2 \times 10^{-6}$.

Le fichier donnant les durées moyennes de transmission pour chaque local traversé par une gaine, μ_{tgt} , ou dans lequel une gaine débouche, μ_{tgd} , constitue un fichier de données d'entrée du modèle de réseau. Si le réseau est constitué d'un local feu suivi de 8 caissons cibles de 3m, le fichier se présenterait sous la forme suivante :

Caisson	μ_{tgt} (s)	μ_{tgd} (s)
1	63	113
2	71	133
3	80	157
4	89	187
5	99	241
6	110	376
7	123	387
8	137	398
9	155	414
10	177	437

8.4 Prise en compte des gaines dans le code de propagation du feu du navire DGA Tn

Pour étudier l'influence du mode de transmission par les gaines de ventilation sur la propagation du feu, nous avons repris le cas du paragraphe 5.4.1 (contexte 2 avec ventilation de 1500 m³/h pendant les dix premières minutes de feu). Nous avons choisi le cas le plus sévère, celui où la gaine située dans le local 15 est débouchante, et nous avons placé une gaine horizontale au niveau du pont 2 (du local 15 au local 48) et une gaine verticale du pont 2 au pont 6 (du local 15 au local 98) (Figure 51). Ces deux gaines débouchent respectivement dans les locaux 48 et 98. Partout ailleurs, elles sont traversantes.

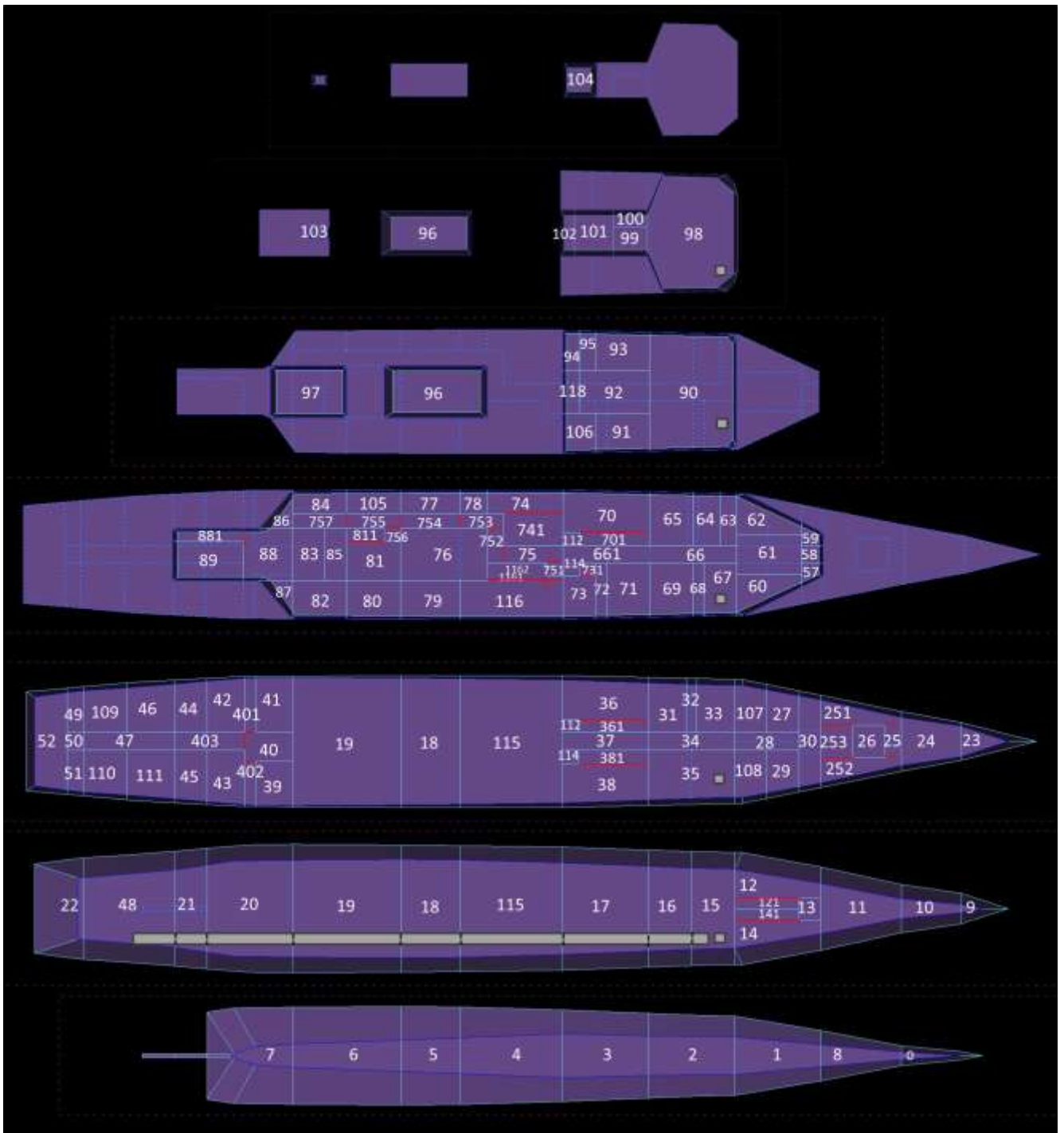


Figure 51 : Intégration des gaines de ventilation dans le navire.

L'intégration des gaines de ventilation modifie le graphe de connectivité. En effet, des connectivités, au-delà des plus proches voisins, s'ajoutent comme celle qui relie le local 15 au local distant 48 (Figure 52). Le local 15 est donc directement relié par l'intermédiaire des gaines aux locaux 17, 115, 18, 19, 20, 21, 48, horizontalement et aux locaux 35, 67, 90 et 98 verticalement.

L'utilisation de la Figure 50 permet de déterminer les durées moyennes de transmission par les gaines depuis le local 15. Ces durées moyennes sont comptées à partir de l'instant où se produit le flashover dans le local 15.

Par exemple, la durée moyenne de transmission par la gaine traversante, μ_{tgt} , dans le local 21 est de 567 s. En revanche, pour les locaux 16, 17, 115, 18, et 19, la valeur moyenne de transmission est prise égale à zéro (en fait, une valeur très faible pour éviter la division par zéro dans le calcul de la pdf) puisqu'à l'instant du flashover, la température de peau de la gaine de 433 K est déjà atteinte ou dépassée. Cela sous-entend que dès l'instant du flashover dans le local 15, les locaux en question s'enflamment. Il en est de même pour les locaux traversés par la gaine verticale.

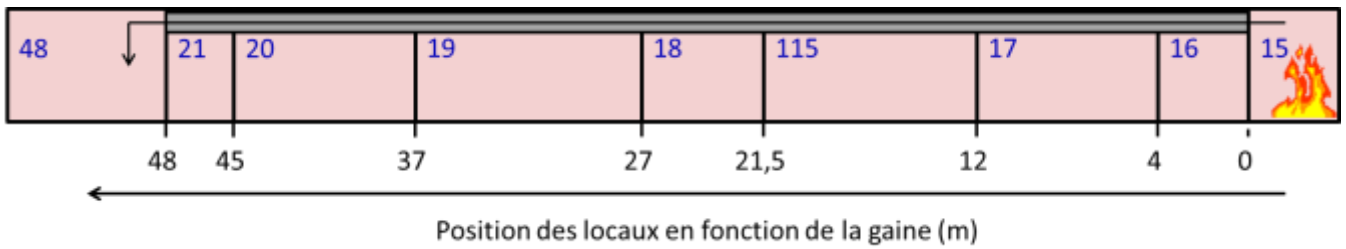


Figure 52 :Propagation par les gaines.

Pour le calcul des probabilités de transmission par la gaine, prenons l'exemple des locaux 21 et 48, pour lesquels la gaine est respectivement traversante et débouchante. Connaissant les durées moyennes et les écarts-type de transmission correspondants, les probabilités de transmission s'expriment de la façon suivante:

$$P_{tg}(15 \rightarrow 21) = \int_{t_{fo}}^t \frac{1}{\sigma_{tgt}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t - t_{fo}) - \mu_{tgt}]^2}{2\sigma_{tgt}^2}\right) dt \quad (81)$$

$$P_{tg}(15 \rightarrow 48) = \int_{t_{fo}}^t \frac{1}{\sigma_{tgd}\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{[(t - t_{fo}) - \mu_{tgd}]^2}{2\sigma_{tgd}^2}\right) dt \quad (82)$$

On procède ensuite par analogie avec la transmission par les parois en supposant que l'inflammation du local 21 ou 48 peut se produire si la transmission par la gaine a eu lieu et que le feu dans le local 15 est pleinement développé :

$$P_{igg}(15 \rightarrow 21 \text{ ou } 48) = P_{tg}(15 \rightarrow 21 \text{ ou } 48) \times P_{fd}(15) \quad (83)$$

Le Tableau 11 donne la chronologie de l'incendie en reportant les temps d'inflammation et de flashover pour les locaux touchés par le feu.

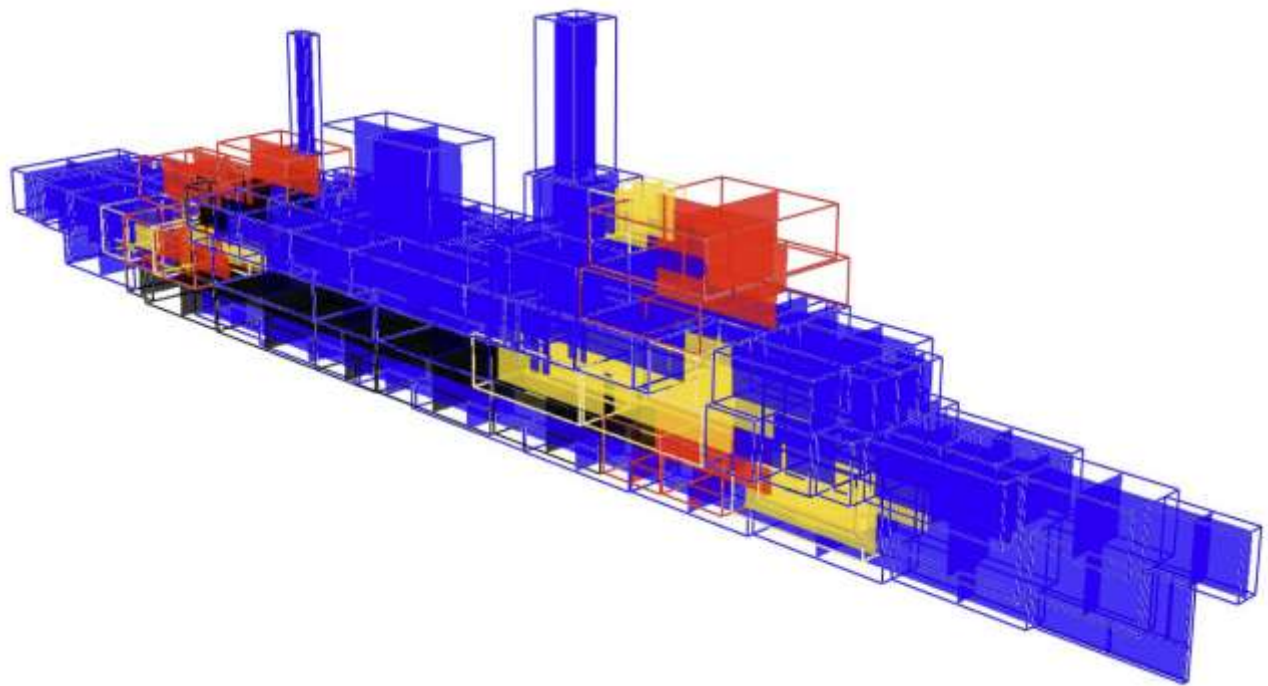
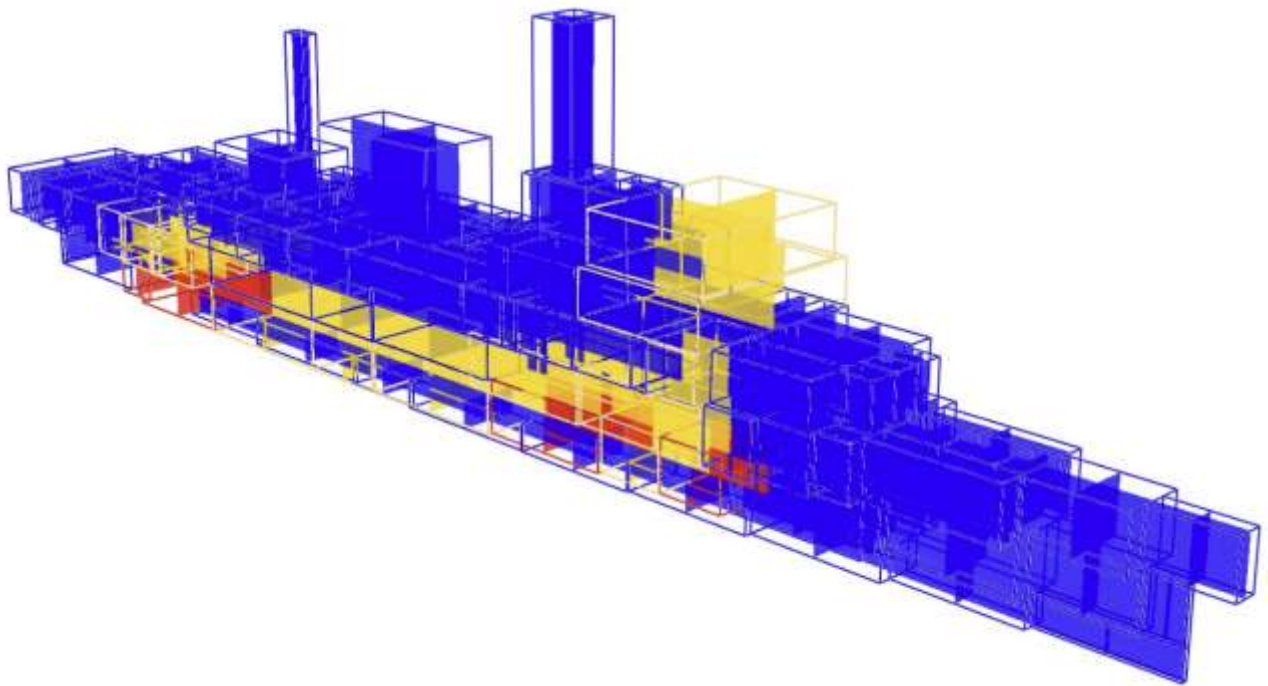
L'influence des gaines de ventilation est évidente puisque les premiers locaux à s'enflammer sont les locaux liés au local 15 par la gaine. Au final, le nombre de locaux touchés est bien supérieur au nombre de locaux touchés avec le contexte 2 sans gaine (71 locaux touchés contre 36 pour le contexte 2 sans gaine). Le feu s'est également propagé plus rapidement, pour une durée totale entre l'éclosion et l'inflammation du dernier local de 61 min. Cela s'explique par le fait que la transmission de l'incendie par les gaines verticales se fait plus rapidement que par les plafonds. La propagation s'est donc faite par des chemins beaucoup plus courts, atteints par l'intermédiaire des gaines. Le feu touche des zones qu'il n'atteint pas par la seule propagation par les parois. On remarque notamment que le développement horizontal du feu est plus marqué, avec un chemin de propagation qui correspond aux locaux que la gaine traverse. On observe par ailleurs deux zones de propagation verticale, séparées par une zone où les locaux, étant bien isolés (locaux type « énergie »), ne propagent pas le feu verticalement.

N° du local après découpage	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)	N° du local après découpage	Type de local	Isolation	t_{ig} (min)	t_{fo} (min)
15	opérationnel	IL	0	5	881	atelier	IL, IP	17	18
16	logement	IL	6	14	86	atelier	IL, IP	18	19
17	énergie	IL, IP	6	7	97	opérationnel	IL	21	27
115	énergie	IL, IP	6	-	31	logement	IL	26	34
18	énergie	IL, IP	6	-	100	logement	IL	27	-
35	logement	IL	6	-	99	logement	IL, IP	27	-
67	logement	IL	6	-	89	atelier	IL, IP	29	31
90	opérationnel	IL	6	20	191	énergie	IL, IP	33	34
19	énergie	IL, IP	6	-	80	opérationnel	IL, IP	35	36
98	opérationnel	IL, IP	6	14	105	atelier	IL, IP	35	35
20	énergie	IL, IP	6	7	82	atelier	IL, IP	35	36

38	logement	IL	7	-	756	coursive	-	35	-
361	logement	IL	7	-	755	coursive	-	35	-
381	logement	IL	7	-	84	atelier	IL, IP	35	35
37	coursive	-	7	-	757	coursive	-	35	-
36	logement	IL	7	-	92	opérationnel	-	37	43
40	coursive	-	8	-	93	opérationnel	IL, IP	37	39
42	logement	IL	8	16	91	opérationnel	IL, IP	37	39
43	logement	IL	8	16	661	coursive	-	37	-
41	logement	IL, IP	8	16	65	logement	IL	38	46
39	logement	IL, IP	8	12	69	logement	IL	38	46
403	coursive	-	8	-	68	coursive	IL	38	-
401	coursive	-	8	-	66	coursive	-	38	-
402	coursive	-	8	-	64	logement	IL	38	-
21	énergie	IL, IP	8	9	79	atelier	IL, IP	43	45
45	logement	IL	9	-	95	opérationnel	IL, IP	48	49
44	logement	IL	9	-	70	opérationnel	IL	48	-
32	coursive	-	13	-	71	logement	IL	48	57
34	coursive	-	13	-	106	opérationnel	IL, IP	48	50
33	logement	IL	13	-	72	coursive	IL	48	-
87	atelier	IL, IP	14	14	118	opérationnel	IL, IP	51	52
88	atelier	IL, IP	14	17	101	logement	IL, IP	51	-
12	opérationnel	IL	17	-	116	opérationnel	IL, IP	52	-
14	opérationnel	IL	17	-	73	logement	IL	60	-
121	opérationnel	IL	17	-	94	opérationnel	IL, IP	61	62
141	opérationnel	IL	17	-					

Tableau 11 : Propagation du feu avec le contexte 2 ventilé pendant 10 minutes avec les gaines.

« IL » correspond à une isolation des parois latérales du local, « IP » à une isolation en plafond.



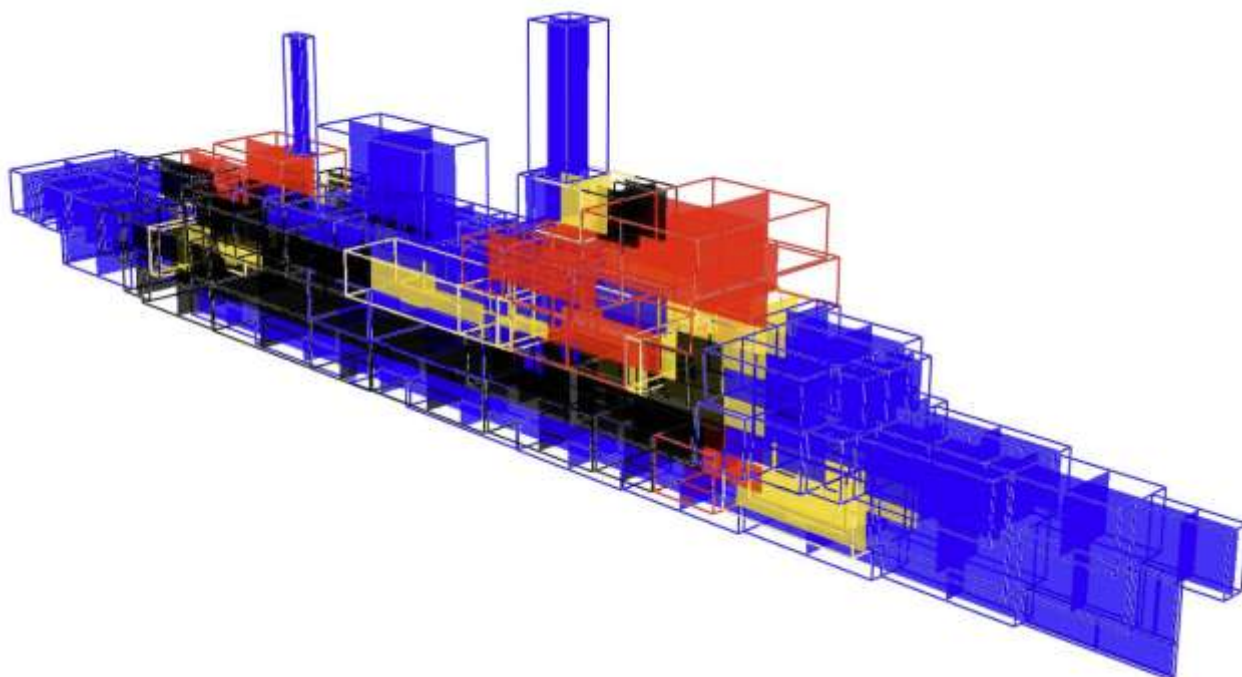
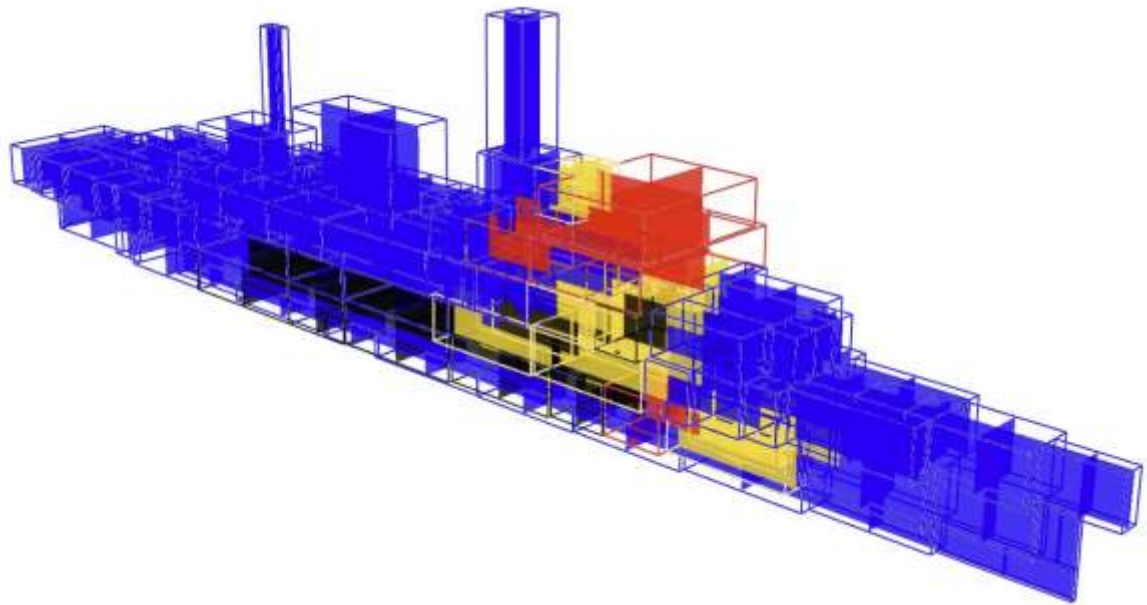
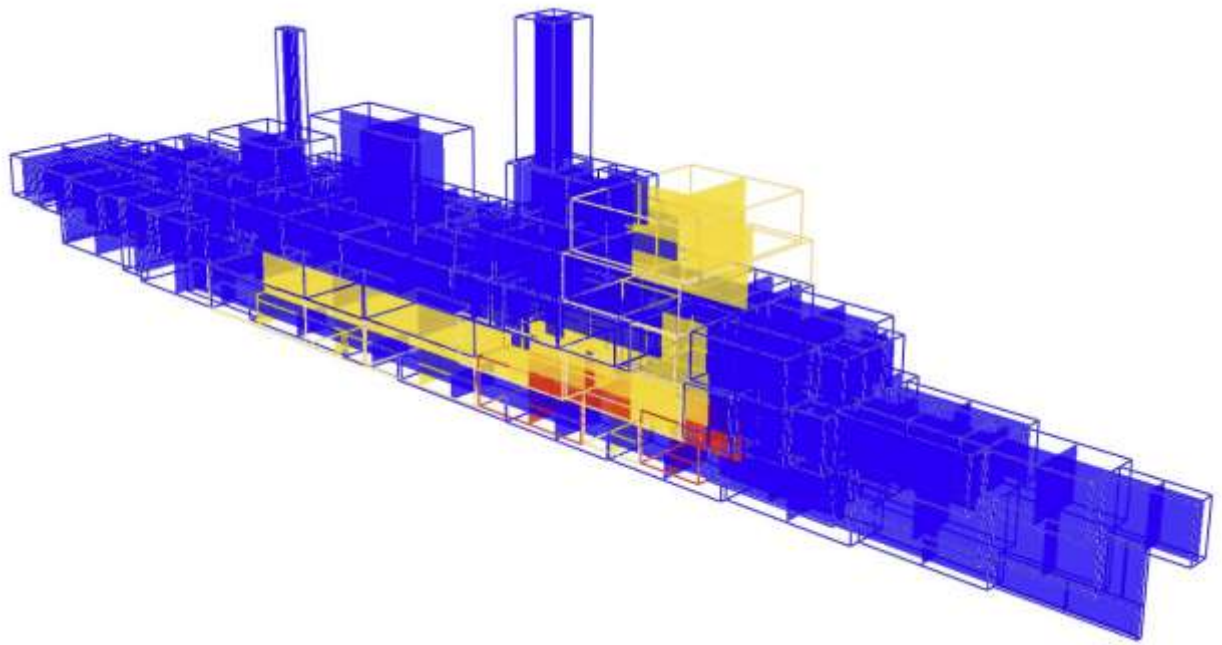


Figure 53 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 18 cm de diamètre: vue 3D du navire montrant, après 12, 32 et 62 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).

On remarque sur la Figure 54 que pour un diamètre de gaine plus grand, de 25 cm, la propagation par la gaine est plus courte, cela est dû au fait que les isothermes ne dépassent pas 35 m. Pour une gaine isolée de 18 cm de diamètre, la propagation se fait par la gaine qui débouche dans les locaux 48 et 98 (Figure 55), étant donné que les gaines traversantes n'atteignent jamais une température de peau SOLAS (140 degrés au-dessus de la température initiale). On remarque ainsi l'effet du modèle de « petit monde » avec l'allumage des locaux au fond du navire qui ne sont pas en contact par les parois avec les locaux.



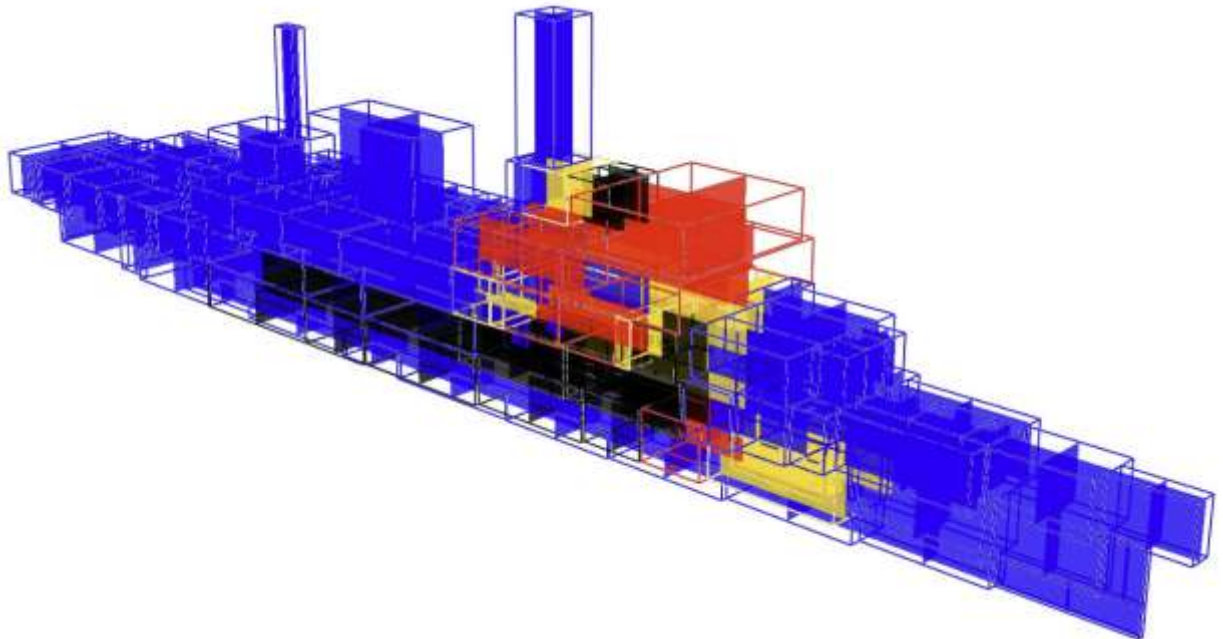
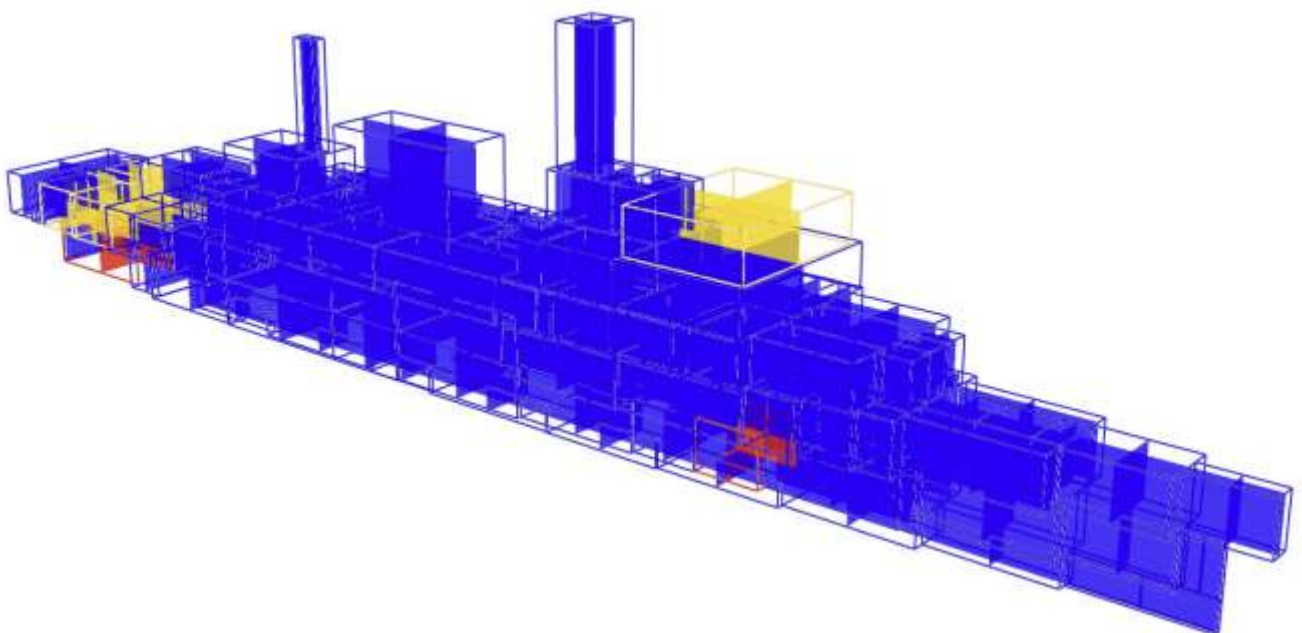
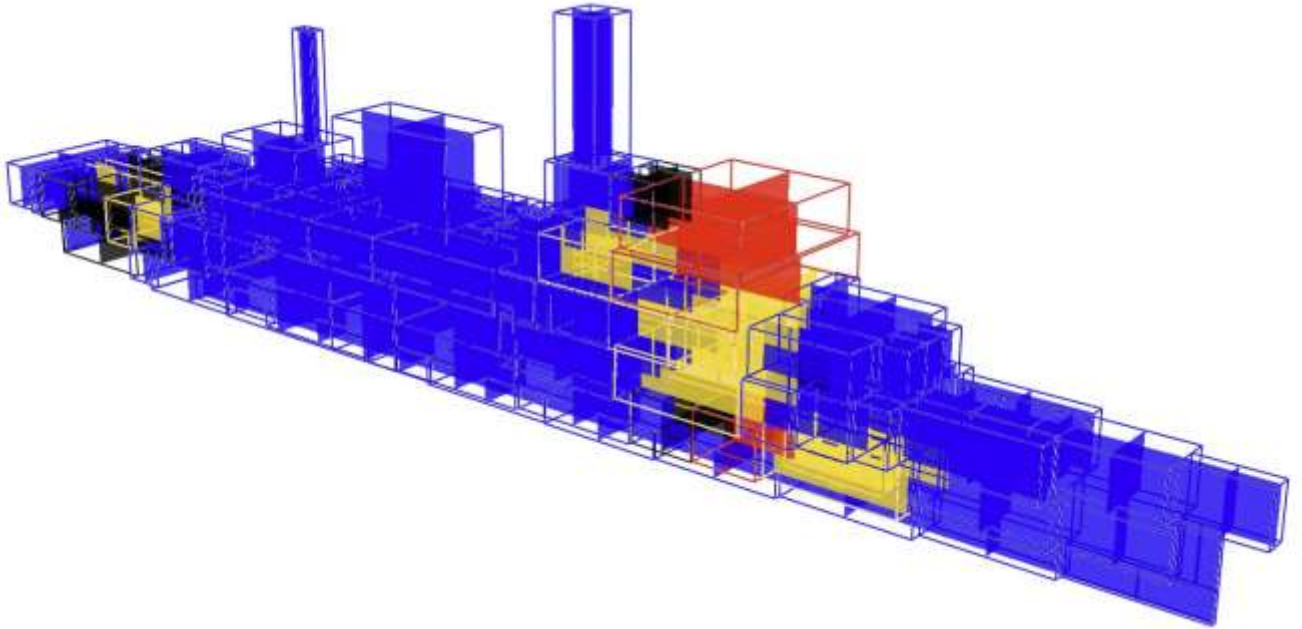
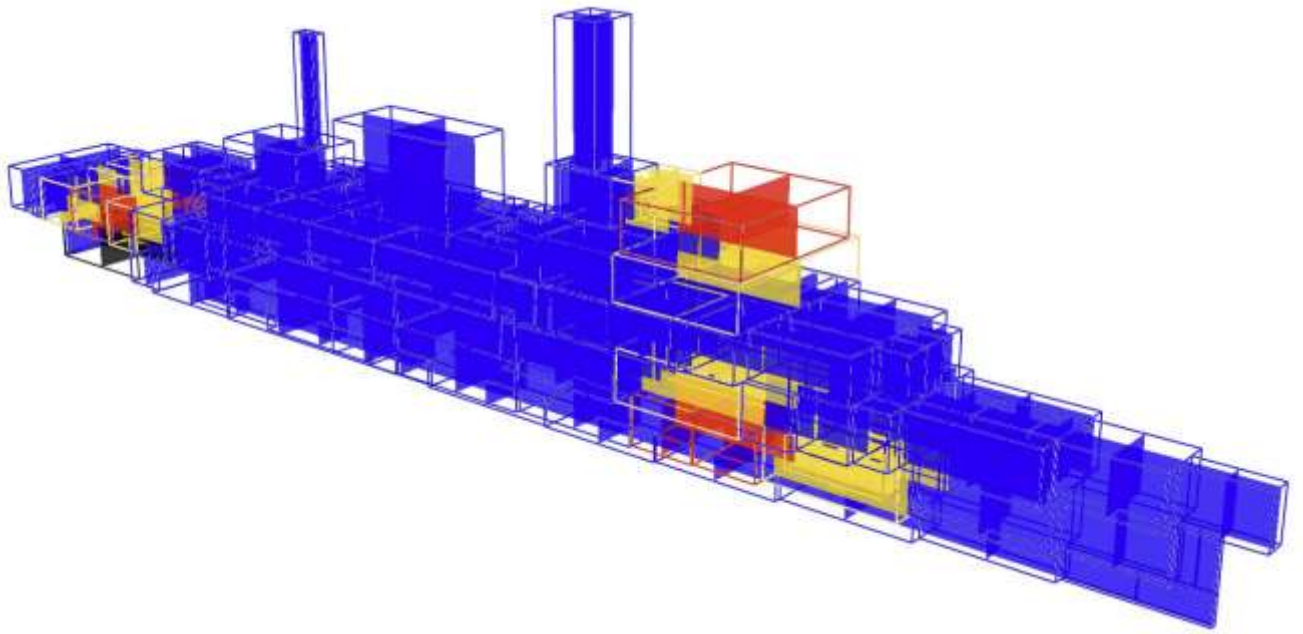


Figure 54 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 25 cm de diamètre: vue 3D du navire montrant, après 12, 44 et 62 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).





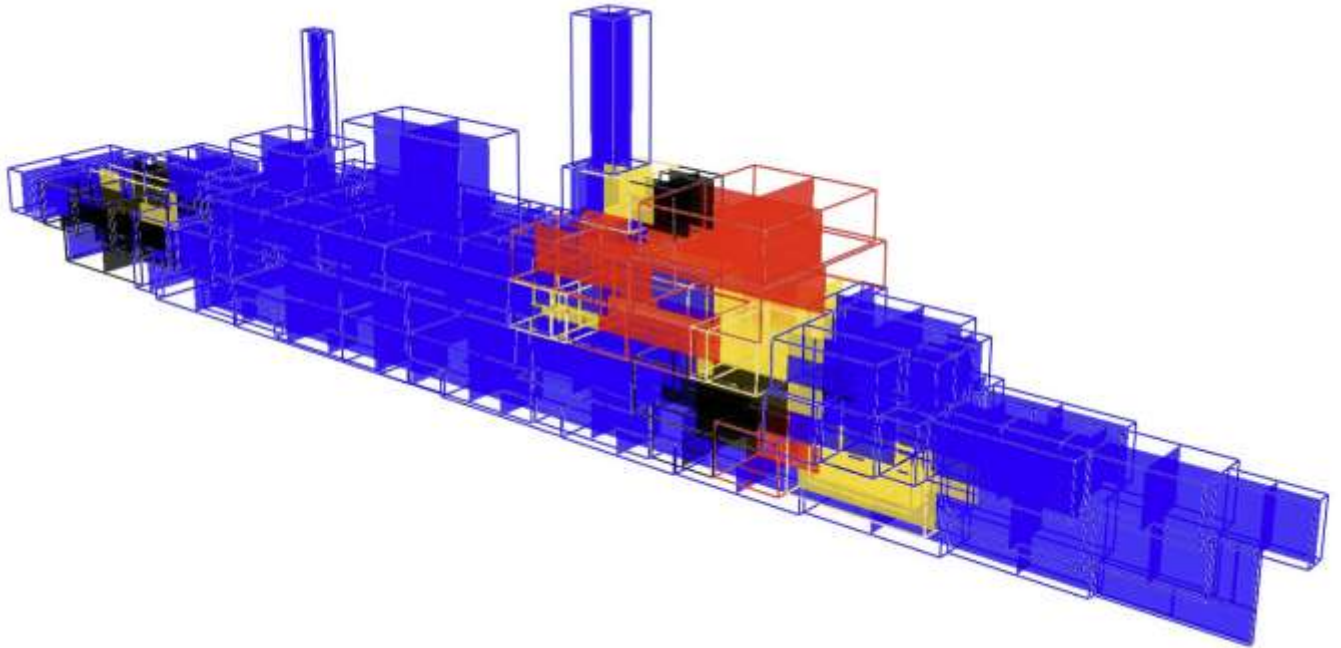


Figure 55 : Contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes et prise en compte des gaines de ventilation de 18 cm de diamètre isolées par 2 cm de laine de roche: vue 3D du navire montrant, après 8, 34,60 et 82 minutes de feu, les locaux enflammés avant flashover (en jaune), les locaux où le feu est pleinement développé (en rouge) et les locaux où le feu est éteint (en noir).

9. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Un modèle semi-physique de réseau, amorphe et polydisperse, incluant la physique des transitions entre locaux proches ou distants et supportant un agencement réaliste de locaux de formes plus ou moins complexes, a été présenté. Les phénomènes physiques liés au développement du feu dans un local (inflammation et flashover) et aux transmissions du feu entre locaux par les parois sont simulés par des lois normales de probabilité temporelles. Les durées moyennes de transmission par les parois ont été déterminées à l'aide d'un modèle à zones prenant en compte les spécificités du local en feu (charge calorifique, volume du local, propriétés thermiques des parois). Une validation complémentaire du modèle à zone a nécessité de mener des expérimentations spécifiques dans un caisson en acier, ventilé mécaniquement, représentatif d'un local d'un Bâtiment de Surface de la Marine. Le modèle à zones reproduit de façon très satisfaisante les comportements observés expérimentalement lors de feux d'éthanol et de PMMA en termes de températures de paroi et de zone chaude.

Le modèle de réseau a été appliqué à un navire virtuel à échelle un, conçu par DGA Tn, comportant 143 locaux, dont 117 susceptibles de propager le feu, répartis sur 7 ponts, pour des contextes représentatifs de différentes typologies d'incendies à bord des navires, à savoir le contexte 1 (chaque local possède au moins un accès ouvert), le contexte 2 (les locaux sont fermés) avec ventilation pendant les dix premières minutes de feu et sans ventilation, en supposant un même local d'éclosion. Le mode de transmission verticale vers le haut par les parois prédomine quel que soit le contexte. Dans le contexte 1, le feu accède plus rapidement aux étages supérieurs et son expansion latérale est plus marquée, donnant un plus grand nombre de locaux touchés. Dans le contexte 2 sans ventilation, seuls les locaux adjacents situés au-dessus du local d'éclosion sont touchés par le feu. Le contexte 1 est plutôt contrôlé par le combustible, alors que l'apport d'air est un facteur limitant dans le contexte 2.

Une analyse de sensibilité utilisant un plan factoriel complet à deux niveaux a été conduite dans le contexte 2 avec ventilation pendant les dix premières minutes de feu. Elle a permis de hiérarchiser les paramètres du modèle et d'étudier la sensibilité de la solution aux variations de ces paramètres. Les paramètres déterminants sont, par ordre d'influence : la durée moyenne de flashover (retarder l'occurrence du flashover conduit à retarder la propagation), la durée moyenne de transmission verticale vers le bas, le débit limite de pyrolyse, la durée

moyenne de transmission horizontale, suivis d'interactions d'ordre 2 entre ces paramètres. Une variation importante ($\pm 20\%$) de la durée moyenne de transmission verticale vers le haut, significativement plus courte que les durées moyennes des transmissions horizontale et verticale vers le bas, n'affecte en rien le nombre moyen de locaux touchés par le feu, indiquant que ce paramètre peut être remplacé par sa valeur nominale dans toute la plage de variations considérée. Diminuer la valeur du débit limite de pyrolyse revient à réduire la probabilité que le flashover ait lieu et donc la capacité d'expansion de l'incendie. La densité de combustible et la surface spécifique n'ont que peu d'influence sur la solution car ils n'interviennent que pour le calcul de la durée de feu pleinement développé, ce qui n'affecte pas sensiblement la propagation du feu.

Une étude statistique a été conduite dans les contextes 1 et 2 avec ventilation afin d'établir une cartographie du risque incendie à bord du navire, permettant de classer les locaux selon leur propension à brûler ou à générer un feu de plus ou moins grande ampleur. On montre que les locaux les plus vulnérables ont une connectivité importante, comme les coursives par exemple, et se trouvent dans les ponts supérieurs. Dans le contexte 2, les locaux sont en moyenne moins touchés par le feu et l'évolution du nombre de fois où les locaux sont touchés entre 1 et 2 h est moins marquée. On observe également que, quel que soit le contexte, certains locaux ne sont jamais touchés par le feu et que les locaux touchés, l'ont été après une heure de feu (aucun nouveau local n'a été touché entre 1 et 2 h de feu).

Le risque incendie dans un navire peut être abordé en classant les locaux en fonction de la sévérité du feu qu'ils génèrent. La cartographie du risque est utilisée pour déterminer le nombre moyen de locaux touchés au bout de 2 h de feu en faisant varier l'emplacement du local d'éclosion dans les deux contextes. Dans le contexte 2, la combustion devient rapidement sous-oxygénée, ce qui ralentit considérablement la propagation de l'incendie. Le nombre de locaux touchés après 2 h de feu est alors plus faible, à l'exception de quelques cas pour lesquels l'accumulation des fumées chaudes en plafond a favorisé la transmission du feu, principalement verticalement, vers les locaux voisins. Pour les deux contextes, les feux les plus sévères démarrent d'un local d'éclosion situé en partie basse du navire.

Une étude exploratoire portant sur le mode de transmission du feu par les gaines de ventilation a été conduite en simulant ce mode de transmission par une loi normale de probabilité où la durée

moyenne est déterminée à l'aide d'un code à champ unidimensionnel spécifiquement développé pour la présente étude. La validation du code a été faite en comparant nos résultats de simulation aux mesures obtenues par DGA dans une conduite cylindrique différentiellement chauffée, montrant un très bon accord en termes de températures des gaz à l'intérieur de la conduite et de la paroi. Le modèle a été ensuite étendu pour simuler un écoulement de fumées chaudes issues de la combustion d'un hydrocarbure avec la prise en compte du rayonnement à l'intérieur de la conduite.

Il a ainsi permis de déterminer les durées moyennes de transmission dans les configurations que l'on peut rencontrer à bord des navires et d'étudier leur sensibilité à plusieurs paramètres, comme la section de la conduite, la vitesse d'extraction ou, le cas échéant, la concentration des fumées. Comme attendu, le risque de propagation est plus faible dans les configurations où la gaine traverse le local feu que dans les configurations où elle y débouche.

Connaissant les durées moyennes et les écarts-type de transmission par les gaines, les probabilités de transmission ont été calculées à l'aide de lois normales. Le modèle de réseau intégrant le mode de transmission par les gaines a été appliqué au navire complet équipé d'une gaine horizontale et d'une gaine verticale passant toutes deux par le local d'éclosion et dans le contexte 2 avec ventilation. La prise en compte de ce mode de transmission a montré un développement horizontal et vertical plus rapide du feu, avec un nombre de locaux touchés bien supérieur à celui obtenu dans le même contexte, mais sans les gaines de ventilation. Le modèle a également mis en évidence l'existence de « courts-circuits » (i.e. des effets « petit monde ») conduisant à l'inflammation de locaux distants par les gaines de ventilation.

Le modèle proposé peut être considéré comme un outil de diagnostic du risque incendie dans le but de renforcer la protection incendie de structures existantes (isolation, inertage au CO₂ ou aspersion d'eau en volume ou par ruissellement sur les parois) ou de concevoir de nouvelles architectures en tenant compte de cartographies de risque préétablies, voire d'aider à la définition de nouvelles stratégies de lutte et de normes incendie. En outre, le temps de calcul très inférieur au temps réel permet d'utiliser ce modèle comme un outil d'aide à la décision dans la phase opérationnelle de lutte ou même comme simulateur dans le cadre de la formation à la sécurité incendie.

Ce travail est une étape préliminaire dans l'élaboration d'un système intégré d'aide à la décision. Pour y parvenir, un certain nombre de perspectives doivent être explorées :

- Le code SAFIR1D doit être validé dans les configurations GD/GD et GD/GT. Pour cela, des mesures seront réalisées dans le réseau de ventilation du caisson DIAMAN.
- Le découpage des locaux complexes ou ayant un grand rapport d'aspect doit se faire de façon automatisée, en gardant à l'esprit que l'utilisation d'un modèle à zones est d'autant plus optimale que le local étudié possède un rapport d'aspect longueur/largeur proche de 1.
- Le modèle à zones doit être utilisé pour décrire le développement du feu jusqu'à l'extinction. Cela éviterait de recourir à une limitation imposée par la corrélation empirique de Babrauskas.
- Le modèle de réseau doit être validé. Cela constitue une tâche délicate compte tenu du peu de données disponibles à ce jour. Nous envisageons à court terme de confronter le modèle aux expériences réalisées dans la partie sous-marine de l'ex-USS Shadwell (essais DGA Tn).
- Les fumées produites par l'incendie sont la principale cause de décès. Il est donc primordial de compléter le modèle de réseau en évaluant leur opacité (et donc la visibilité) et leur toxicité au cours du temps.
- Pour compléter le caractère opérationnel du modèle, et sa capacité à dimensionner les moyens de lutte, une perspective serait d'intégrer les actions d'inertage par aspersion d'eau des parois (surfacique) ou du foyer de l'incendie (volumique) dans le modèle. A ce stade de développement, le code CEIL® permet déjà de modéliser l'action d'un système d'aspersion en volume.
- Le navire dispose d'un ensemble de réseaux fonctionnels (eau, électricité, etc.) qui peuvent être détruits par le feu. Prévoir un dysfonctionnement consécutif à l'incendie de ces réseaux constituerait une réelle plus-value du modèle.

ANNEXE 1: CAS TESTS DE VALIDATION DU CODE SAFIR1D

On présente dans cette annexe la validation du code à champ unidimensionnel SAFIR1D pour deux problèmes dont la solution exacte est connue ou construite.

Cas test 1

Dans ce premier cas test, on considère le problème de convection-diffusion dans une conduite à section constante. Ce problème est représenté sur la Figure 56.

On se propose de calculer le champ de température stationnaire dans ce domaine pour une température initiale nulle dans tout le domaine.

Les conditions aux limites sont : $T = 0$ pour $x = 0$ et $\partial T / \partial x = 0$ pour $x = L$.

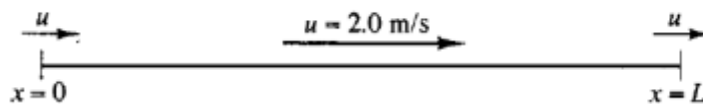


Figure 56 : Cas test 1.

Les données du problème sont les suivantes :

- Vitesse d'écoulement : $u = 2 \text{ m/s}$
- Longueur de la conduite : $1,5 \text{ m}$
- Masse volumique du gaz : $\rho = 1 \text{ kg/m}^3$
- Coefficient de diffusion thermique : $\Gamma = \frac{\mu}{Pr} = 0,03 \text{ kg/s/m}$

On suppose l'existence d'une source de chaleur dont la distribution est définie sur la Figure 57 avec $a = -200$, $b = 100$, $x_1 = 0,6 \text{ m}$ et $x_2 = 0,8 \text{ m}$.

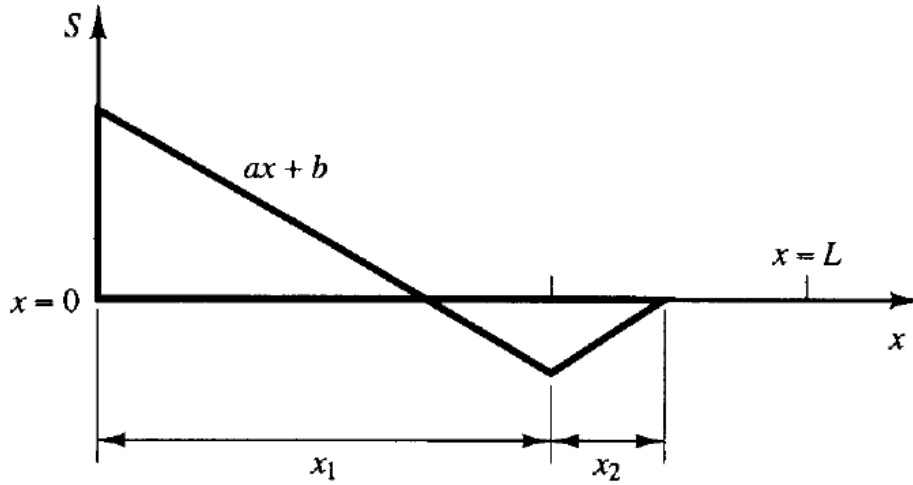


Figure 57 : Géométrie et distribution du terme source pour le cas test 1.

La solution numérique a été obtenue avec un maillage uniforme constitué de 45 volumes de contrôle. Elle est comparée à la solution analytique suivante [106]:

$$T(x) = -\frac{1}{\Gamma} \left[C_1 + C_2 e^{Px} - \frac{a_0}{P^2} (Px + 1) \right] + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_n}{\Gamma} \left(\frac{L}{n\pi D_n} \right) \left[P \sin \left(\frac{n\pi x}{L} \right) + \frac{n\pi}{L} \cos \left(\frac{n\pi x}{L} \right) \right] \quad (84)$$

Avec :

$$a_0 = \frac{(x_1 + x_2)(ax_1 + b) + bx_1}{2L}$$

$$P = \frac{\rho u}{\Gamma}$$

$$D_n = P^2 + \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2$$

$$a_n = \frac{2L}{n^2 \pi^2} \left\{ \left(\frac{a(x_1 + x_2) + b}{x_2} \right) \cos \left(\frac{n\pi x_1}{L} \right) - \left[a + \left(\frac{ax_1 + b}{x_2} \right) \cos \left(\frac{n\pi(x_1 + x_2)}{L} \right) \right] \right\}$$

$$C_2 = \frac{a_0}{P^2 e^{PL}} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_n}{D_n e^{PL}} \cos(n\pi) \text{ et } C_1 = -C_2 + \frac{a_0}{P^2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_n}{D_n}$$

L'utilisation du nouvel algorithme, associé à un schéma unilatéral (tos : upwind) et un maillage fin a conduit à un accord parfait entre les solutions numérique et analytique.

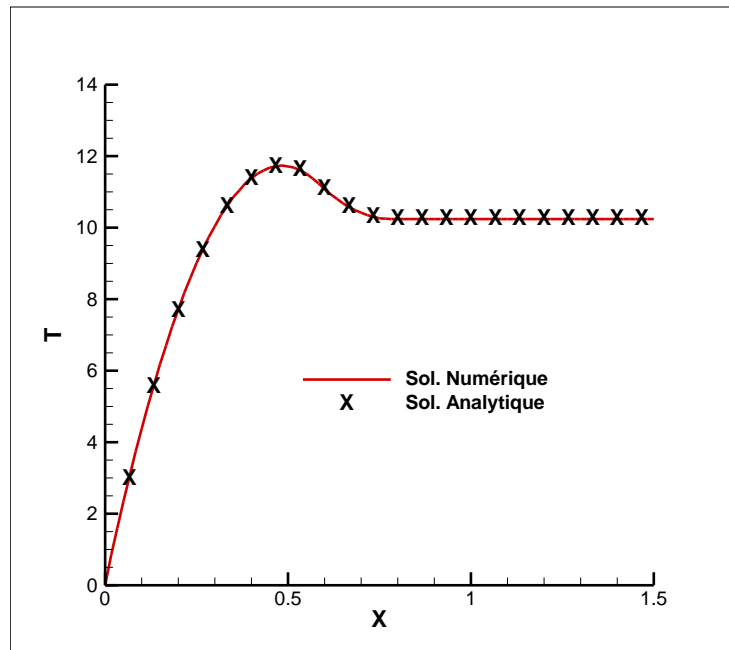


Figure 58 : Comparaison des solutions numérique et analytique pour le cas test 1.

Cas test 2

Dans ce deuxième cas test, on étudie l'écoulement 1D dans une tuyère d'un fluide incompressible, non visqueux. La masse volumique du fluide est de $\rho = 1 \text{ kg/m}^3$. Ce problème est représenté sur laFigure 59.

Les données du problème sont les suivantes :

- Longueur de la conduite : 2 m
- Section d'entrée : $A_{in} = 0,5 \text{ m}^2$
- Section de sortie : $A_{out} = 0,1 \text{ m}^2$

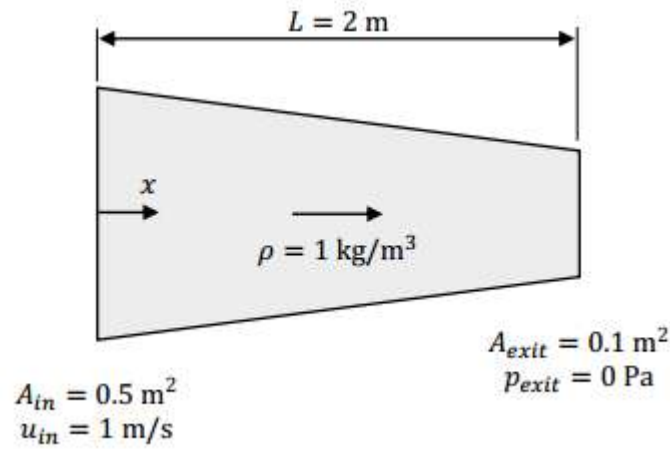


Figure 59 : Géométrie du cas test 2.

La section de la tuyère décroît linéairement comme $A(x) = 0,5 - 0,2x$.

On se propose de calculer le champ de vitesse et de pression dans la tuyère.

Comme conditions aux limites, on impose :

- A l'entrée : $u = 1 \text{ m/s}$ et $\frac{\partial p}{\partial x} = 0$
- A la sortie : $\frac{\partial u}{\partial x} = 0$ et $p_{exit} = p_{atm}$

A l'instant initial, on a : $p = p_{atm}$ et $u = 0$.

La solution numérique a été obtenue avec un maillage uniforme constitué de 100 volumes de contrôle. Elle est comparée à la solution analytique du problème donnée par l'équation de Bernoulli pour un écoulement incompressible :

$$p + \frac{\rho u^2}{2} = \text{constante} \quad (85)$$

Connaissant les valeurs d'entrée de l'aire et de la vitesse, on peut en déduire le débit massique :

$$\dot{m} = \rho u_{in} A_{in} = 0,5 \text{ kg/s} \quad (86)$$

En utilisant cette valeur, on peut calculer la vitesse en n'importe quel nœud du maillage.

La vitesse en sortie est :

$$u_{exit} = \frac{\dot{m}}{\rho A_{exit}} = 5 \text{ m/s} \quad (87)$$

De plus, connaissant les valeurs en sortie de la vitesse et de la pression, on peut donc calculer la constante de l'équation de Bernoulli :

$$p_{exit} + \frac{\rho u_{exit}^2}{2} = 0 + \frac{(1)(5)^2}{2} = 12.5 \text{ Pa} \quad (88)$$

Ainsi, sachant que le débit massique se conserve et en utilisant les équations du dessus, les vitesses et pressions peuvent être calculées en tout point de la tuyère.

Comme le montre la Figure 60, l'utilisation du nouvel algorithme, associé à un schéma upwind et un maillage fin a conduit à un excellent accord entre les solutions numérique et analytique.

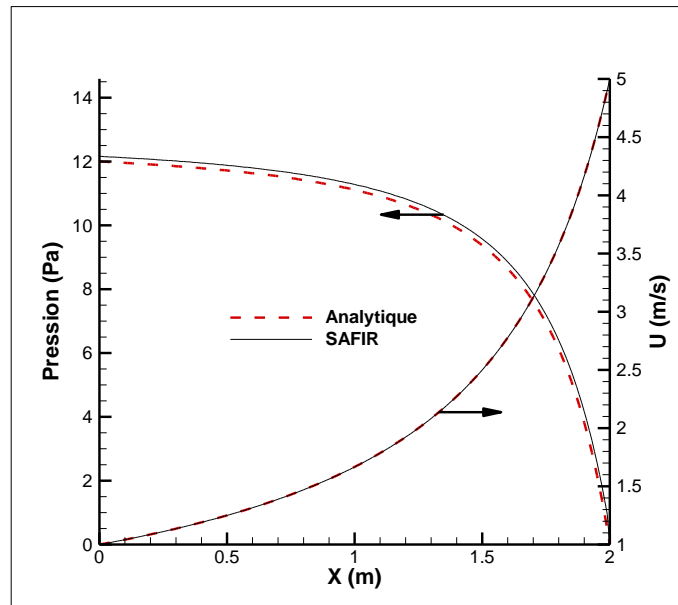


Figure 60 : Comparaison des solutions numérique et analytique pour le cas test 2.

ANNEXE 2 : CALCUL DE LA CONDUCTION THERMIQUE DANS LAPAROI DE LA GAINÉ DE VENTILATION

L'équation de la chaleur pour un milieu solide opaque s'écrit en axisymétrique:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right)$$

$$\rho c \frac{T_p^{n+1} - T_p^n}{\Delta t} = \frac{1}{r_p} \left[\lambda_e r_e \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_e - \lambda_w r_w \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_w \right]$$

$$T_p^{n+1} - T_p^n = \frac{\Delta t}{\rho c r_p (r_e - r_w)} \left[\lambda_e r_e \frac{T_E^{n+1} - T_P^{n+1}}{r_E - r_p} - \lambda_w r_w \frac{T_P^{n+1} - T_W^{n+1}}{r_p - r_W} \right]$$

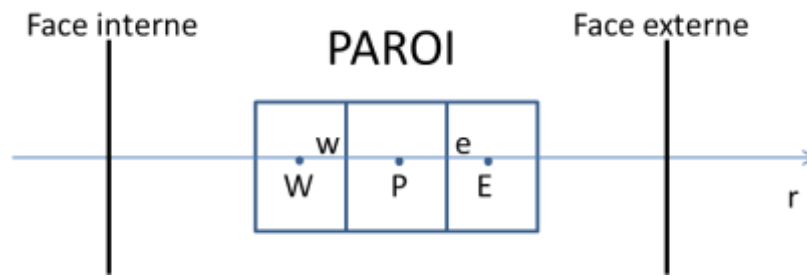


Figure 61 : Volume de contrôle interne à la paroi.

Avec, en notant $(r_e - r_w) = r_{ew}$, $r_E - r_P = r_{EP}$, $r_P - r_W = r_{PW}$ (voir Figure 61), et en

posant $A = \frac{\Delta t}{\rho c r_p r_{ew}}$, l'équation devient donc :

$$T_p^{n+1} - T_p^n = A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_E^{n+1} - A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_P^{n+1} - A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}} T_P^{n+1} + A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}} T_W^{n+1}$$

Que l'on écrit sous la forme algébrique suivante :

$$a_P T_P^{n+1} + a_E T_E^{n+1} + a_W T_W^{n+1} + b = 0$$

où

$$a_E = -A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}}$$

$$a_W = -A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}}$$

$$b = -T_p^n$$

$$a_p = 1 - a_E - a_W$$

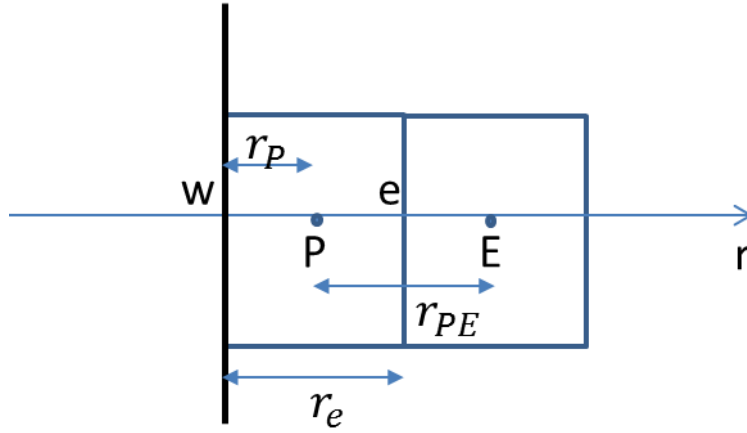


Figure 62 : Volume de contrôle sur la face interne de la paroi.

En ce qui concerne la condition à la limite sur la face interne (Figure 62) celle-ci s'écrit :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_w = h_{conv}(T_g - T_w^{n+1}) + \varepsilon_{int} (q_w^{inc} - \sigma T_w^{n+1^4})$$

avec

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_w = -\lambda_w \frac{T_p^{n+1} - T_w^{n+1}}{r_p - r_w}$$

En adoptant la forme linéarisée suivante pour le terme d'émission radiative, il vient :

$$\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n+1^4} = \varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^4} + 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^3} (T_w^{n+1} - T_w^n)$$

La condition à la limite s'écrit donc sous la forme :

$$-\lambda_w \frac{T_p^{n+1} - T_w^{n+1}}{r_p - r_w} = h_{conv}(T_g - T_w^{n+1}) + \varepsilon_w^{inc} q_w^{inc} - 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^3} T_w^{n+1} + 3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^4}$$

$$T_w^{n+1} = CT \cdot T_p + dd$$

Avec

$$CT = \frac{\frac{\lambda_w}{r_p}}{\frac{\lambda_w}{r_p} + 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^3} + h_{conv}}$$

$$dd = \frac{h_{conv} T_g + \varepsilon_{int} q_w^{inc} + 3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^4}}{\frac{\lambda_w}{r_p} + 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n^3} + h_{conv}}$$

On repart de l'équation de la chaleur et on injecte la condition à la limite en w :

$$\begin{aligned} \rho c \frac{T_p^{n+1} - T_p^n}{\Delta t} (r_e - r_w) &= \frac{1}{r_p} \left[\lambda_e r_e \frac{T_E^{n+1} - T_P^{n+1}}{r_E - r_P} + h_{conv} (T_g - T_w^{n+1}) + \varepsilon_{int} q_w^{inc} - 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n3} T_w^{n+1} \right. \\ &\quad \left. + 3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n4} \right] \end{aligned}$$

Soit,

$$\begin{aligned} T_p^{n+1} - T_p^n &= A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_E^{n+1} - A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_P^{n+1} + Ah_{conv} T_g - Ah_{conv} T_w^{n+1} + A\varepsilon_w^{inc} q_w^{inc} \\ &\quad - A4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n3} T_w^{n+1} + A3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n4} \end{aligned}$$

Or,

$$T_w^{n+1} = CT.T_p + dd$$

Par conséquent,

$$\begin{aligned} T_p^{n+1} - T_p^n &= A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_E^{n+1} - A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} T_P^{n+1} - Ah_{conv} (CT.T_p + dd) - A4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n3} (CT.T_p + dd) \\ &\quad + Ah_{conv} T_g + A\varepsilon_{int} q_w^{inc} + A3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n4} \end{aligned}$$

Que l'on écrit sous la forme algébrique suivante :

$$a_p T_p^{n+1} + a_e T_E^{n+1} + b = 0$$

avec

$$a_p = 1 + A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}} + Ah_{conv} CT + A4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n3} CT$$

$$a_e = -A \frac{\lambda_e r_e}{r_{EP}}$$

$$b = Add(h_{conv} + 4\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n3}) - Ah_{conv} T_g - A\varepsilon_w^{inc} q_w^{inc} - A3\varepsilon_{int} \sigma T_w^{n4} - T_p^n$$

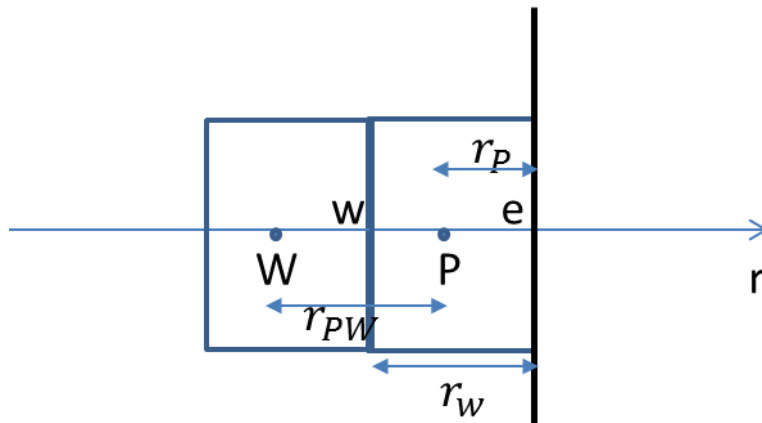


Figure 63 : Volume de contrôle sur la face externe de la paroi.

En ce qui concerne la condition à la limite sur la face externe (Figure 63) celle-ci s'écrit :

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_e = h_{conv}(T_\infty - T_e^{n+1}) + \varepsilon_{ext} (q_\infty - \sigma T_e^{n+1^4})$$

Avec

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_e = -\lambda_e \frac{T_p^{n+1} - T_e^{n+1}}{r_p - r_e}$$

En adoptant la forme linéarisée suivante pour le terme d'émission radiative, il vient :

$$\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n+1^4} = \varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^4} + 4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^3} (T_e^{n+1} - T_e^n)$$

La condition à la limite s'écrit donc sous la forme :

$$-\lambda_e \frac{T_p^{n+1} - T_e^{n+1}}{r_p - r_e} = h_{conv}(T_\infty - T_e^{n+1}) + \varepsilon_{ext} q_\infty - 4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^3} T_e^{n+1} + 3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^4}$$

$$T_e^{n+1} = CT \cdot T_p + dd$$

avec

$$CT = \frac{\frac{\lambda_e}{r_p}}{\frac{\lambda_e}{r_p} + 4\varepsilon_{int} \sigma T_e^{n^3} + h_{conv}}$$

$$dd = \frac{h_{conv} T_\infty + \varepsilon_{ext} q_\infty + 3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^4}}{\frac{\lambda_e}{r_p} + 4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^3} + h_{conv}}$$

On repart de l'équation de la chaleur et on injecte la condition à la limite en e :

$$\rho c \frac{T_p^{n+1} - T_p^n}{\Delta t} (r_e - r_w)$$

$$= \frac{1}{r_p} \left[-\lambda_w r_w \frac{T_p^{n+1} - T_w}{r_p - r_w} + h_{conv}(T_\infty - T_e^{n+1}) + \varepsilon_{ext} q_\infty - 4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^3} T_e^{n+1} + 3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^4} \right]$$

soit,

$$T_p^{n+1} - T_p^n = A \frac{\lambda_w r_w}{r_{pw}} T_w - A \frac{\lambda_w r_w}{r_{pw}} T_p^{n+1} + Ah_{conv} T_\infty - Ah_{conv} T_e^{n+1} + A\varepsilon_{ext} q_\infty - A4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^3} T_e^{n+1} + A3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n^4}$$

Or,

$$T_e^{n+1} = CT \cdot T_p + dd$$

Par conséquent,

$$T_p^{n+1} - T_p^n = A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}} T_W - A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}} T_p^{n+1} + Ah_{conv} T_\infty - Ah_{conv} (CT \cdot T_p + dd) + A\varepsilon_{ext} q_\infty$$

$$- A4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n3} (CT \cdot T_p + dd) + A3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n4}$$

Que l'on écrit sous la forme algébrique suivante :

$$a_p T_p^{n+1} + a_w T_W^{n+1} + b = 0$$

Où

$$a_p = 1 + A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}} + Ah_{conv} CT + A4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n3} CT$$

$$a_w = -A \frac{\lambda_w r_w}{r_{PW}}$$

$$b = -Ah_{conv} T_\infty + Add(h_{conv} + 4\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n3}) - A\varepsilon_{ext} q_\infty - A3\varepsilon_{ext} \sigma T_e^{n4} - T_p^n$$

REFERENCES

1. [http://www.imo.org/en/About/conventions/listofconventions/pages/international-convention-for-the-safety-of-life-at-sea-\(solas\),-1974.aspx](http://www.imo.org/en/About/conventions/listofconventions/pages/international-convention-for-the-safety-of-life-at-sea-(solas),-1974.aspx)
2. Eurocode 1, partie 2.2. – Actions en cas d’incendie. ENV 1991 – 2.2 + DAN, indice de classement AFNOR PrP 06-102, 1997.
3. Eurocode 1, partie 1.2. – Actions en cas d’incendie. ENV–1.2, 2002.
4. PorterieB., LoraudJ.C., LallemandC., FournierA., Analyse du risque thermique dans une structure multicompartiment, Revue Française de Génie Civil, Volume 4, Pages 929-964, 2000.
5. Lallemand C., Document de présentation du logiciel LUCIFER, Rapport DGA n° 0016 CTSN/MDTC-NT/DR/CI/95 du 07/02/95.
6. Lallemand C., Présentation du code de calcul REPARE, Rapport DGA n° 2010-225561 DGA/TN/SDT/PFN/NP du 27/07/10.
7. Quinquilla O., Modélisation du comportement thermique d’une paroi multi-matériaux soumise à un incendie avec prise en compte d’un refroidissement par arrosage, Rapport de stage DGA Tn/ISITV, août 2010.
8. Lallemand C., Présentation du code de calcul OEIL, Rapport DGA n° 2009-278840 CTSN/SDP/PFN/DR du 14/09/09, 2009. Validation du code de calcul ŒIL sur les campagnes d’essais : NAD (WPI), MAYO LIKES (US Coast Guard) et BARRACUDA (CNPP), Rapport DGA n° 2009-383425 CTSN/SDP/PFN/DR du 07/12/09, 2009.
9. JonesW. W., PeacockR.D., ForneyG.P., RenekeP.A., CFAST – Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (version 5) – Technical reference guide, NIST Special Publication 1030, Octobre 2004.
10. McGrattanK., Fire Dynamic Simulator (Version 4) – Technical reference guide, NIST Special Publication 1018, Juillet 2004.
11. SuardS., LapuertaC., BabikF., RigolletL., Verification and validation of a CFD model for simulations of large-scale compartment fires, Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Pages 3645-3657, 2011. <https://gforge.irs.fr/gf/project/isis/>.
12. Consalvi J-L., Porterie B., Loraud J-C., Method for computing the interaction of fire environment and internal solid regions, Numerical Heat Transfer A 43(8), 777-805, 2003.

13. Consalvi J-L., Porterie B., Loraud J-C., A Blocked-Off Region Strategy to Compute Fire Spread Scenarios Involving Internal Flammable Targets, Numerical Heat Transfer B (Fundamentals), 419-441, 2005.
14. Porterie B., Loraud J-C., The prediction of some compartment fires. Parts 1 and 2, Numerical Heat Transfer A 39, 139-153, 2001.
15. Kadoch B., Kaiss A., Pizzo Y., Lallemand C., Suard S., Porterie B., Etude du comportement d'un feu dans une structure multi-compartmentée et ventilée mécaniquement, JITH 2013, Novembre 2013.
16. Ramachanandran G., Stochastic models of fire growth, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd ed., NFPA, 2002.
17. Albin F.A., Rand S., Statistical consideration on the spread of fire, IDA research and engineering support division, Washington D.C., 1964
18. Thomas P.H., Some possible statistic processes to the spread of fire, Internal Note No. 223, Fire research station, Borehamwood, Herts, UK, 1965
19. Benckert L.G., Sternberg I., An attempt to find an expression for the distribution of fire damage amount, Transactions of the Fifteenth International Congress of Actuaries, 11, 288-294, 1957.
20. Mandelbrot B., Random walks, fire damage amount and other paretian risk phenomena, Operation Research, 12, 582-585, 1964.
21. Berlin G.N., Managing the variability of fire behavior, Fire Technology, 16, 287-302, 1980.
22. Ramachanandran G., Stochastic modeling of fire growth, Fire Safety: Science and Engineering, ASTM STP 882, In: Harmathy, T.Z., editor. American Society for Testing and Materials, 1985, 122-144.
23. Aoki Y., Studies on probabilistic spread of fire, Research Paper No. 80, Building Research Institute, Japan, 1978.
24. Hori M., Theory of percolation and its applications, Nippon Tokeigakkai-shi, 3(19), 1972
25. Beer T., Enting I.G., Fire spread and percolation modeling, Mathematical and Computer Modeling, 13, 77-96, 1990.
26. Ling W.C.T., Williamson R.B., Modeling of fire spread through probabilistic Network, Fire Safety Journal, 9, 287-300, 1986.

27. Platt D.G., Elms D.G., Buchanan A.H., A probabilistic model of fire spread with time effects, *Fire Safety Journal*, 22,367-98, 1994.
28. Yung D. and Beck V.R., "Building fire safety risk analysis", *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, National Fire Protection Association, Quincy, MA, pp. 5–95 (1995).
29. Yung D., Hadjisophocleous G.V. and Proulx G., "Modelling concepts for the risk-cost assessment model FiRECAM and its application to a Canadian government office building", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Fire Safety Science*, Melbourne, Australia, pp. 619 (1997).
30. Hadjisophocleous G.V., Bénichou N., Torvi D.A. and Reid I., "Evaluating compliance of performance-based designs with fire safety objectives", *Proceedings of the 3rd International Conference on Performance-Based Codes and Fire Safety Design Methods*, Lund, Sweden, pp. 307 (2000).
31. Bénichou N. et al., FIERA system: a fire risk assessment model for light industrial building fire safety evaluation, *Research Report #120*, NRC-CNRC, novembre 2002.
32. Muller A., Demouge F., Jeguirim M., Fromy P., Brillhac J.F., SCHEMA-SI: a hybrid fire safety engineering tool. MCS-7, *Proceedings of the 7th Mediterranean Combustion Symposium*, Chia Laguna, Cagliari, Sardinia, ITA, p.12, September 11-15, 2011.
33. Philips W.G.B., "Simulation models for fire risk assessment", *Fire Safety Journal*, Vol. 23, No. 2, pp. 159-169 (1994).
34. Fraser-Mitchell J.N., "An object-oriented simulation (CRISP II) for fire risk assessment", *Proceedings of the 4th International Symposium on Fire Science*, pp. 793, Ottawa, Canada (1994).
35. Hostikka S., Keski-Rahkonen O. Probabilistic simulation of fire scenarios, p. 301–311, *Nuclear Engineering and Design* 224, 2003.
36. Beck V., "Performance-based fire engineering design and its application in Australia", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Fire Safety Science*, Melbourne, Australia, pp. 23 (1997).
37. Frantzich, Håkan, "Risk analysis and fire safety engineering", *Fire Safety Journal*, Vol. 31, No. 4, pp. 313-329 (1998).
38. Magnusson S.E., "Risk assessment", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Fire Safety Science*, Melbourne, Australia, pp. 41 (1997).

39. Frantzich, Håkan, Uncertainty and risk analysis in fire safety engineering, Lund University Report tvbb-1016, Institute of Technology, Department of Fire Safety Engineering, Sweden (1998).
40. Peacock R.D. et al., A User's Guide for FAST: Engineering Tools for Estimating Fire Growth and Smoke Transport, Special Publication 921, NIST, U.S. Dept. of commerce, Washington, DC, 2000.
41. Peacock R.D. et al., An Update Guide for HAZARD I Version 1.2, NISTIR 5410, NIST, Gaithersburg, MD, 1994.
42. Floyd J., Hunt S., Williams F., Tatem P., A Network Fire Model for the Simulation of Fire Growth and Smoke Spread in Multiple Compartments with Complex Ventilation, Journal of Fire Prot. Engr., 15, 199-228, 2005.
43. Floyd J.E., Hunt S.P., Williams F.W., Tatem P.A., Fire and Smoke Simulator (FSSIM) Version 1 - Theory Manual, NRL/MR/6180—04-8765, Naval Research Laboratory, Washington, DC, 2004.
44. Overholt K.J., Ezekoye O.A., Quantitative Testing of Fire Scenario Hypotheses: A Bayesian Inference Approach, Fire Technology, DOI: 10.1007/s10694-013-0384-z, 2014.
45. Cheng H., Hadjisophocleous G.V., Dynamic modeling of fire spread in building, Fire Safety Journal, 46, 211-224, 2011.
46. Watts D.J., Strogatz S.H., Collective dynamics of “small-world” networks, Nature 393, 440-442, 1998.
47. Adou J.K., Billaud Y., Brou D.A., Clerc J.P., Consalvi J.L., Fuentes A., Kaiss A., Nmira F., Porterie B., Zekri L., Zekri N., Simulating wildfire patterns using a small-world network model, Ecological Modelling 221, 1463-1471, 2010.
48. Porterie B., Zekri N., Clerc J-P., Loraud J-C., Propagation in a 2D weighted local small world network, Phys. Rev. E 71, 046121(1-5), 2005.
49. Porterie B., Zekri N., Clerc J-P., Les incendies, vers une meilleure anticipation. Pour la Science N° 51, 88-93, 2006.
50. Porterie B., Zekri N., Clerc J-P., Loraud J-C., Modeling forest fire spread and spotting process with small-world networks, Combustion and Flame 149, 63-78, 2007.
51. Porterie B., Kaiss A., Clerc J-P., Zekri L., Zekri N., Universal scaling in wildfire fractal propagation, Appl. Phys. Lett. 93, 204101, 2008.

52. Zekri N., Clerc J-P., Loraud J-C., Étude statistique et dynamique de la propagation d'épidémies dans un réseau de petit monde, *Comptes Rendus Physique* 3(6), 741-747, 2002.
53. Lallemand C., Louiche J., Validation du code OEIL sur la campagne d'essais Prisme-Source (IRSN), Rapport DGA n° 2010-244955 DGA/TN/SDT/PFN/DR, 2010.
54. Rapport DGA diffusion restreinte, document n° 7-2-95-2219 ST/AVN/ET.
55. EN 1991-1-2 : Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire [Authority: The European Union Per Regulation 305/2011, Directive 98/34/EC, Directive 2004/18/EC], 2002.
56. PD 7974-1 : Application of fire safety engineering principles to the design of buildings. Initiation and development of fire within the enclosure of origin (Sub-system 1), 2003.
57. Rapport CNNP diffusion restreinte, n°PEQ4.4420.C.P1 et P2 DU 10/02/95.
58. Lie T.T., Characteristic temperature curves for various fire severities, *Fire technologie* 10, 315-326, 1974.
59. Ma Z., Mäkeläinen P., Parametric Temperature-Time Curves of Medium Compartment Fires for Structural Design, *Fire Safety Journal*, vol. 34, no. 4,361-375, 2000.
60. Barnett C.R., BFD curve : a new empirical model for fire compartment temperatures, *Fire Safety Journal* 37(5), 437-463, 2002.
61. Barnett C.R., A new T-equivalent method for fire rated wall constructions using cumulative radiation energy, *Journal of Fire Protection engineering* 17, 113-127, 2007b.
62. Hertz K., Parametric fires for structural design, *Fire technology*, 48, 807-823, 2012.
63. Magnusson S-E., Thelandersson S., Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development, *Acta Polytechnica Scandinavica, Civil Engineering and Building Construction*, No. 65, 1970.
64. Schleich, J.B., Cajot, L., Competitive steel buildings though natural fire safety concept, part 5 : methodology to deduce from the probability data the design natural fire curve, draft final report, 1999.
65. Lennon, T., Moore, D., The natural fire safety concept – full-scale tests at cardington, *Fire safety journal* 38, 623-643, 2003.
66. Heskestad, G., Fire plumes, Section 2, Chapter 2-2, the SFPE Handbook of fire protection engineering, , 1996.
67. Karlsson, B., Quintiere, J., Enclosure fire Dynamics, 1999.
68. Beyler C.L., "Fire Plumes and Ceiling Jets," *F. Safety J.*, 11, p. 53, 1986.
69. Annexe B de EN 1991-1-2, 2002 : Eurocode, 2008.

70. Quintiere J.G., Compartment fire modeling, Chapter 3-5, the SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 2nd Edition, 1995.
71. Janssens M.L., An introduction to mathematical fire modeling, 2nd Edition, Technomic Publishing Co., ISBN 1-56676-920-5, 2000.
72. Guillaume E., Modélisation de l'incendie – Outils de modélisation numériques du développement du feu, ref. SE2064, Techniques de l'Ingénieur, 2012.
73. Babrauskas V., COMPF2 – A program for calculating post-flashover fire temperatures. National Bureau of Standards, NBS TS 991, 1979.
74. Cadorin J.F., Pintea D., Dotreppe J.C. and Franssen J.M., A tool to design steel elements submitted to compartment fires – OZone V2. Part 2: Methodology and application, Fire Safety Journal, Elsevier, 38, 429-451, 2003.
75. Curtat M, Fromy P. Prévission par le calcul des sollicitations thermiques dans un local en feu, Première partie: le modèle et le logiciel NAT, Cahiers du CSTB, livraison 327, cahier 2565, mars 1992 (In French).
76. Friedman R., An international survey of computer models for fire and smoke, FMRC Norwood, Journal of fire protection engineering, vol. 4(3), 81-92, 1992.
77. Olenick S.M., Carpenter D.J., An updated international survey of computer models for fire and smoke, Combustion science&engineering, Inc., Columbia, MD 21045, USA, Journal of fire protection engineering, vol. 13, 87-110, 2003.
78. Walton W.D., Zone computer fire models for enclosures, Chapter 3-7, the SFPE Handbook of fire protection engineering, 2nd Edition, ISBN 0-87765-354-2, 1995.
79. Cooper L.Y., Forney G.P., Consolidated Compartment Fire Model (CCFM) Computer Code Application CCFM.VENTS. Part 1. Physical Basis. NISTIR 4342, p.96, 1990.
80. Forney G.P., Cooper L.Y., Moss W.F., Consolidated Compartment Fire Model (CCFM) Computer Code Application CCFM.VENTS. Part 4. User Reference Guide. NISTIR 4345, p.51, 1990.
81. Gautier B., Le-Maitre Ch., "Validation file of Software Magic Version 3.4.1". HT-31/99/002/A, 1999.
82. Fletcher D.F., Xuereb C., Mécanique des fluides numérique, [J 1 050], 2004.
83. McGrattan K.B., Hostikka S., Floyd J., Baum H., Rehm R., Fire dynamics simulator (version 5) – Technical reference guide. NIST Special Publication 1018-5, 2007.

84. Taylor S., Galea E.R., Ewer J., Patel M.K., Petridis M., Knight B., SMARTFIRE: an intelligent CFD-based fire model, CMS Press, Greenwich, London, UK. ISBN 1899991301, 1998.
85. Rubini P.A., "SOFIE - Simulation of Fires in Enclosures", Proceedings of 5th International Symposium on Fire Safety Science, Melbourne, Australia, International Association for Fire Safety Science, ISBN 4-9900625-5-5, 1997.
86. Archambeau F., Namane M., Sakiz M., Code_Saturne : a finite volume code for the computation of turbulent incompressible flows. Industrial Applications, International Journal on Finite Volumes, vol. 1, 2004.
87. Morton B.R., Taylor G.I., Turner J.S., Turbulent gravitational convection from maintained and instantaneous sources. Proc. R. Soc. Lond. A 234, 1-23, 1956.
88. Morton B.R., On similarity and the outer boundary conditions for flow in plumes. Tellus 20, 367-369, 1968.
89. Heskestad G., Fire plumes, flame height, and air entrainment, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd ed., NFPA, 2002.
90. Zabetakis M.G., Burgess D.S., Research on the Hazards Associated with the Production and Handling of Liquid Hydrogen, R.I. 5707, Bureau of Mines, Pittsburgh, 1961.
91. Babrauskas V., Estimating Large Pool Fire Burning Rates, Fire Technology, Volume 19, p.251, 1983.
92. Harmathy T.Z., Post-flashover fires an overview of the research at the national Research Council of Canada (NRCC), 1970-1985, Fire Technology, Volume 22(3), 210-233, 1986.
93. Harmathy T.Z., A New Look At Compartment Fires, part 2, Fire Technology, Volume 8, 326-351, 1972.
94. Hamby D.M., A review of techniques for parameter sensitivity analysis, Environmental Monitoring and Assessment, Volume 32, 135-154, 1994.
95. Suard S., Lapuerta C., Kaiss A., Porterie B., Sensitivity analysis of a fire field model in the case of a large-scale compartment fire scenario, Numerical Heat Transfer, 2012.
96. Compte rendu DGA diffusion restreinte, document n° 0207 CTSN/MDTC/DR/94, 1994
97. Kee R.J., Rupley F.M., Miller J.A., The Chemkin Thermodynamic Data Base, SANDIA National Laboratories Report, SAND87-8215, UC-4, (1987), Reprinted October 1992
98. Burcat A., Third Millennium Ideal Gas and Condensed Phase Thermochemical Database for Combustion, TAE Report N° 867, 2001.
99. Mathur S., Tondon P.K., Saxena S.C., Heat conductivity in ternary gas mixtures, Mol. Phys. 12, 569-579, 1967.

100. Patankar S.V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, McGraw-Hill, New York, 1980.
101. Lallemand C., PEA SECURE – Projet ASTRID MARINER. Qualification de la tenue au feu d'une canalisation en CVR, Rapport DGA N° 2014-133304 DGA/TN/SDT/PFN/DR du 4/8/2014.
102. Holman J.P., Heat Transfer, McGraw-Hill, New York, 7th Edition, 1990.
103. Raithby G.D., Chui E.H., A Finite Volume Method for Predicting a Radiant Heat Transfer in enclosures with Participating Media, J. Heat Transfer, vol. 112, 415-423, 1990.
104. Sazhin S. S., An Approximation for the Absorption Coefficient of Soot in a Radiating Gas. Manuscript, Fluent Europe, Ltd., 1994.
105. Grosshandler W.L., RADCAL: A Narrow-Band Model for Radiation Calculations in a Combustion Environment, NIST Tech. Note 1402, 1993.
106. Versteeg H.K., Malalasekera W., An introduction to computational fluid dynamics, Longman Scientific & Technical, 1995.
107. Modest M. F., Radiative Heat Transfer, McGraw-Hill, New York, 1996.
108. SFPE Handbook, 3th Edition, 2002.