Université de Nantes — Ecole des Mines de Nantes

N° attribué par la bibliothèque

Ecole Doctorale
Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture
Année 2010

Thèse de doctorat

de l'Ecole des Mines de Nantes

Discipline : **Science pour l'ingénieur**
Spécialité : « **Énergie, Thermique, Combustion** »

présentée et soutenue publiquement par

Damien MARQUIS

****

Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement au feu d'un composite pour son utilisation en construction navale.

****

le 25 Mars 2010 à l'Ecole des Mines de Nantes
devant la Commission d'Examen de :

- Jury -

Président	Dr TROUVE A.	Associate Professor, *FPE - University of Maryland* (USA)
Rapporteurs	Pr TORERO J.	Professeur *BRE/RAE - University of Edinburgh* (UK)
	Pr PORTERIE B.	Professeur, *IUSTI - Université de Provence*
Examinateurs	Pr DELAUNAY D.	Directeur de Recherche, *LTN - Polytech Nantes*
	Pr LOPEZ-CUESTA J.M.	Directeur du CMGD, *Ecole des Mines d'Alès*
	Dr PAVAGEAU M.	HDR, Maître Assistant, *GEPEA - Ecole des Mines de Nantes*
	Dr AUDOUIN L.	Directeur du LEF, *IRSN - Cadarache*
	Dr CHIVAS-JOLY C.	Expert, *LNE - Trappes*
Invités	M. GUILLAUME E.	Expert, Coodinateur R&D, *LNE - Trappes*
	Dr ROGAUME T.	Maître de conférence, *LCD - Université de Poitiers*

Directeur de thèse	Michel PAVAGEAU - EMN
Co-Directeur de thèse	Eric GUILLAUME - LNE
Co-Encadrante	Carine CHIVAS-JOLY - LNE
Laboratoire d'accueil	Laboratoire national de métrologie et d'essais (LNE)
	DE- Pôle Energie Environnement & Combustion - Département Comportement au feu et Sécurité Incendie
	29 Avenue Roger Hennequin - 78197 Trappes Cedex
Laboratoire	Ecole des Mines de Nantes (EMN)
	Département Systèmes Énergétiques et Environnement - UMR CNRS 6144 (GEPEA)
	4 Rue Alfred Kastler, La chanterie, BP20722 - 44307 Nantes Cedex 3

N° ED 498-102

"Pour retrouver une aiguille dans une botte de foin, il suffit d'y mettre le feu puis de fouiller les cendres avec un aimant."

Bernard Werber - L'empire des Anges.

Avant-propos

Ce mémoire représente l'aboutissement de trois années de thèse, passées au sein Laboratoire national de métrologie et d'essais, et plus particulièrement au sein du département Comportement au Feu et Sécurité Incendie dirigé par Mr Alain Sainrat puis Mr Bernard Picque.

Cette thèse a été réalisée sous financement Cifre (ANRT) et s'inscrit dans le cadre du projet français MP08 intitulé "Tenue au feu des matériaux composites". Ce projet, labellisé par le pôle de compétitivité EMC2 (Ensembles Métalliques et Composites Complexes) de la Région Pays de la Loire, rassemble LNE, DCNS, STX Europe, Bénéteau, Ecole des Mines de Nantes, ISMANS, Bureau Veritas ainsi que SAITEC. Mes remerciements vont tout d'abord à la Direction Générale de la Compétitivité, de l'Industrie et des Services (DGCIS) et la Délégation Générale de l'Armement (DGA) pour leur soutien financier à la réalisation du projet MP08 cadre de ce travail. Je tiens ensuite à remercier à l'ensemble des membres du projet et en particulier Joëlle Gutierrez (DCNS) avec qui j'ai eu de nombreux échanges. Je remercie également Antoine Breuillard (BV), Gilles Lucas (DCNS) et Jean-Charles Craveur (ISMANS) et François Janvier (STX Europe).

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à mes encadrants, Michel Pavageau et Eric Guillaume ainsi que Carine Chivas-Joly, pour m'avoir fait confiance pour cette longue et ambitieuse étude, mais aussi pour la qualité de l'encadrement dont j'ai bénéficié pendant ces quelques années. Ils ont su m'accorder tout le temps et toute l'attention dont j'avais besoin. Ils m'ont toujours accueilli dans leurs bureaux avec patience et gentillesse pour répondre à mes mille et une "petites questions". Leur aide m'a été précieuse tant sur le plan scientifique que sur le plan humain. Leur enthousiasme et leur optimisme à toute épreuve m'ont permis de toujours prendre plaisir à aborder les nouveaux problèmes et leur exigence scientifique et industriel a été très formatrice et enrichissante.

J'exprime par ailleurs de sincères remerciements à Bernard Porterie et José Luis Torero qui m'ont fait l'honneur d'accepter d'être rapporteurs de ce travail. Je tiens aussi à exprimer ma gratitude à Arnaud Trouvé pour avoir accepté de faire le voyage depuis College Park afin de présider ce jury. J'ai aussi été ravi que José-Marie Lopez Cuesta, Didier Delaunay, Laurent Audouin aient accepté d'être aussi examinateurs de cette thèse. Enfin, je remercie Thomas Rogaume d'avoir accepté d'assister à ma soutenance en tant que membre invité.

Un grand merci à Ariel Collet et Carole Quiniou, qui, toujours dans la bonne humeur, ont remarquablement géré les aspects administratifs et qui ont par conséquent contribué au bon déroulement de cette thèse. Je tiens par ailleurs à remercier Fabienne Carpentier et toute l'équipe du centre de documentation ainsi que Marianne Ramaz et l'equipe de la Direction Recherche Technique et Technologie.

J'aborde à présent les remerciements de l'ensemble de l'équipe avec l'inquiétude de ne pas suffisamment mettre en avant la reconnaissance que je dois à Mélinda Ayrault, Guillaume Davee, Alexandre Derniaux, Guillaume Le goff, Damien Lesenechal, Christian Molinier, Christel Quentin, Laurent Saragoza, Aymeric Raguideau, Lydia Rongione et Vincent Scoarnec qui ont participé activement à la phase expérimentale effectuée durant cette thèse. Je souhaite également témoigner toute ma sympathie aux membres du laboratoire avec lesquels j'ai travaillé dans une excellente ambiance. Ils ont toujours su se rendre disponibles pour m'écouter et répondre à mes multiples questions. Je pense en particulier à Stéphanie Aumaître, Michael De Abreu, Franck Didieux, Bruno Hay, Luc Noblanc, Bruno Rochat, Valerie Rumbau, Manuel Sanchez ainsi qu'aux nombreuses autres personnes, non-citées ici que j'ai eu le plaisir de côtoyer au long de ces trois années. Enfin, mes remerciements les plus chers s'adressent ici à l'autre ex-doctorant de l'équipe à savoir Lucas Bustamante Valencia qui a soutenu quelques mois avant moi. Lors des séances de travail que nous avons pu partager, il a toujours répondu, avec entrain et dans un climat très convivial, aux nombreuses questions que j'ai pu lui poser. Il a contribué amplement à la qualité de ce travail. Je souhaite également la même réussite à la nouvelle doctorante de l'équipe, Anycée Camillo.

Enfin, les mots ne peuvent traduire ici ce que je ressens en évoquant le soutien quotidien de mes proches, que sont ma mère, mon père, ma soeur et toute ma famille qui ont toujours cru en moi et sans lesquelles je n'en serai peut être pas arrivé là aujourd'hui. Ils ont allumé en moi la flamme de la science... Mes amis qui m'ont appuyé jusqu'au jour-même de ma soutenance sont également nombreux mais je tiens tout particulièrement à nommer les BOUBOU deux sévriens : Ade, Amaury, Benji, Bibonne, Boutbout, Chouchou, Cindy, Chloé, Corky, Cynthia, Fafane, Gilles, Grande bête, Hélène, Momo, Mamie, Minipouce, Popo, Redneck, Valentin, Yaknou et tous les autres, pour toutes ses soirées arrosées à Granzay beach et Niort. Sans oublier bien sûr Capitaine, Claire, Coline, Farfadette, Josie, Rémi, et les jeunes mariés Thom et Polina, j'apprécie les soirées passées en votre compagnie sur Paris.

Enfin je dédie ce mémoire à mon grand père qui n'est plus là, mais qui aurait été fier de savoir ce que je suis devenu.

Trappes, le 3 mai 2010.

Damien Marquis

Table des matières

Table des matières **vii**

Notations **xi**

Préface **1**

1 Cadre général **5**
1.1 Contexte réglementaire en matière de tenue au feu 5
1.1.1 Evolutions réglementaires dans le domaine naval 5
1.1.2 Alternatives de conception 8
1.2 Le projet EMC2 MP08 11
1.2.1 Présentation du projet 11
1.2.2 Comment ce travail s'inscrit dans le projet 11
1.2.3 Méthodologie développée 12
1.3 Définition du cas d'application et du produit 16
1.3.1 Cas d'application 16
1.3.2 Les matériaux composites 16
1.3.3 Produit étudié 21
1.4 Les outils 24
1.4.1 Outils expérimentaux 24
1.4.2 Outil numérique 37

2 Comportement au feu des polymères : état de l'art **49**
2.1 Echauffement et décomposition thermique des polymères 52
2.1.1 Définitions générales 52
2.1.2 Principe de décomposition thermique 53
2.1.3 Cinétique de décomposition thermique en phase solide 61
2.2 Présentation qualitative de l'ignition des solides : allumage piloté 64
2.2.1 Généralité 64
2.2.2 Bilan d'énergie à la surface 66
2.3 Modélisation de la pyrolyse des matériaux hétérogènes, extension aux polymères 73
2.3.1 Phénoménologie 73
2.3.2 Description du schéma réactionnel 75
2.3.3 Modèles de pyrolyse du bois 77
2.3.4 Extention au cas d'un composite stratifié polyester-verre 85
2.4 Modélisation de la combustion 87
2.4.1 Principes généraux 87
2.4.2 Cinétique d'oxydation de la phase gazeuse 88
2.4.3 Formation et évolution des particules dans les flammes 89
2.4.4 Les flammes 90

2.4.5 Interaction combustion-rayonnement . . . 91
2.5 Propagation des flammes . . . 97
2.5.1 Propagation en mode contre-courant . . . 99
2.5.2 Propagation en mode co-courant . . . 101
Conclusion de ce chapitre . . . 103

3 Comportement multi-échelle du sandwich composite **105**
3.1 Echelle de la matière . . . 106
3.1.1 Résine polyester . . . 108
3.1.2 Balsa . . . 118
3.1.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle de la matière . . . 128
3.2 Echelle matériau . . . 129
3.2.1 Introduction . . . 129
3.2.2 Paramètres de calcul du cône calorimètre . . . 131
3.2.3 Résine polyester . . . 135
3.2.4 Stratifié polyester-verre . . . 141
3.2.5 Balsa . . . 151
3.2.6 Sandwich composite . . . 159
3.2.7 Conclusion intermédiaire à l'échelle du matériau . . . 176
3.3 Echelle produit semi-fini . . . 177
3.3.1 Panneau radiant OMI . . . 179
3.3.2 Medium Burning Item . . . 189
3.3.3 Conclusion à l'échelle du produit semi-fini . . . 205
3.4 Echelle produit fini : Single Burning Item . . . 206
3.4.1 Expérimental . . . 207
3.4.2 Numérique . . . 212
3.4.3 Conclusion à l'échelle produit fini . . . 225
3.5 Grande échelle : Démonstrateur . . . 226
3.5.1 Expérimental . . . 227
3.5.2 Occurrence du flashover . . . 229
3.5.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle du système . . . 235
3.6 Echelle réelle : Scénarii d'incendie . . . 236
3.6.1 Présentation des scénarii d'incendie de dimensionnement . . . 236
3.6.2 Limitations du code de calcul à cette échelle . . . 237

Conclusion générale **243**

Bibliographie **247**
Références . . . 247

A Annexes **263**
A.1 Principe de comparaison . . . 265
A.2 Principe de la calorimétrie par déplétion d'oxygène . . . 266
A.2.1 Observations expérimentales . . . 266
A.2.2 Approche théorique . . . 267
A.2.3 Incertitude de mesure de taux de dégagement de chaleur . . . 270
A.3 Description du code CFD . . . 271
A.3.1 Méthode de résolution numérique . . . 271
A.3.2 Modélisation de la combustion . . . 272
A.3.3 Modélisation du rayonnement . . . 279
A.3.4 Modélisation du transfert dans la phase solide . . . 284

A.4 Rayonnement thermique 292
A.4.1 Transfert radiatif dans un milieu semi transparent 292
A.4.2 Interaction du rayonnement avec les gaz dans les incendies 297
A.5 Résultats complémentaires 298

Liste des figures **302**

Liste des tableaux **307**

Notations

Espèces gazeuses

CO	Monoxyde de carbone
CO_2	Dioxyde de carbone
H_2O	Vapeur d'eau
NO	Monoxyde d'azote
NO_2	Dioxyde d'azote
NH_3	Ammoniac
N_2O	Protoxyde d'azote
SO_2	Dioxyde de soufre
HBr	Bromure d'hydrogène
HCN	Cyanure d'hydrogène
$HCOH$	Méthanal Formaldéhyde
HCl	Chlorure d'hydrogène
CH_4	Méthane
C_2H_2	Ethyne
C_2H_4	Ethène
CH_3COOH	Acide éthanoïque
$HCOOH$	Acide methanoïque
CH_3OH	Méthanol
CH_3CH_2CHO	Propane-1-al
$C_8H_6O_4$	Acide isophtalique
C_8H_8	Ethylbenzène

Lettres Romaines

a	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$	Coefficient d'absorption
A	$[s^{-1}]$	Facteur pré-exponentiel d'Arrhenius
A_w	$[m^2]$	Surface de l'ouverture
$A_w\sqrt{h}$	$[m^{5/2}]$	facteur de ventilation
b	$[J.K{-}1.m^{-2}.s^{-1/2}]$	Effusivité thermique
c_p	$[J.kg^{-1}.K^{-1}]$	Capacité calorifique massique à pression constante
D	$[m^2]$	Diamètre moyen du feu
E	$[J.mol^{-1}]$	Energie d'activation
f_{ij}		Facteur de forme
h	$[m]$	Hauteur de l'ouverture
h	$[J.kg^{-1}]$	Enthalpie spécifique
h_{cv}	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$	Coefficient de convection
h_{ig}	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$	Coefficient de convection linéarisé
Δh_c	$[J.kg^{-1}]$	Enthalpie de combustion
Δh_f	$[J.kg^{-1}]$	Enthalpie de fusion
Δh_s	$[J.kg^{-1}]$	Enthalpie sensible
H	$[J.m^{-3}]$	Enthalpie volumique
H_{fl}	[m]	Hauteur moyenne de flamme
Δh_{O_2}	$[J.kg^{-1}]$	Facteur de Thornton
$j_i^{''}$	$[W.m^{-2}]$	Radiosité à la surface d'un solide
$\mathbf{J}_k$	$[kg\Delta s^{-1}.m^{-2}]$	Vecteur flux diffusif de l'espèce k
k	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$	Conductivité thermique
K	$[W.m^{-2}]$	Constante cinétique d'une réaction
K	$[m^2]$	Perméabilité
L ou h_v	$[J.kg^{-1}]$	Enthalpie de vaporisation
L_λ	$[W.m^{-1}]$	Luminance spectrale
L	$[W.m^{-2}]$	Luminance totale
L	$[m]$	Epaisseur
m	$[kg]$	Masse
M	$[kg.mol^{-1}]$	Masse molaire du mélange gazeux
$\dot{m}$	$[kg.s^{-1}]$	Débit masse
n	$[kg]$	Ordre de la réaction
P	[Pa]	Pression
$\dot{q}$	$[W]$	Flux
$\mathbf{q}_r$	$[W.m^{-2}]$	Vecteur flux radiatif
$\dot{Q}$	[W]	Débit calorifique
S	$[m^{-2}]$	Surface
t	[s]	Temps
T	[K]	Température
$\mathbf{u}$	$[m.s^{-1}]$	Vecteur vitesse
v	$[m.s^{-1}]$	Vitesse
V	$[m^3]$	Volume
$\mathbf{x}$	[m]	vecteur position
X		Fraction volumique
Y		Fraction massique
Z		fraction de mélange

Nombres sans dimension

B	Nombre de Spalding
$\mathcal{D}$	Nombre de Damkölher
$\dot{Q}^{\star}$	Nombre de Froude
Bi	Nombre de Biot
Pe	Nombre de Peclet
Nu	nombre de Nusselt
Pr	nombre de Prandtl

Lettres Grecques

Ω	$[sr]$	Angle solide
κ	$[m^{-1}]$	Coefficient d'absorption des gaz
σ		Coefficient de diffusion
χ		Dissipation scalaire de la fraction de mélange
χ_a		Rendement de combustion
χ_r		Fraction radiative de l'énergie chimique
Δ	$[m]$	Taille caractéristique d'une maille
α		Degré d'avancement
α	$[m.s^{-2}]$	Diffusivité thermique
α_d		Degré d'avancement de la réaction
β	$[K.min^{-1}]$	Vitesse de chauffe
ε		Emissivité
λ	$[\mu m]$	Longueur d'onde
ρ	$[kg.m^{-3}]$	Masse volumique
φ		Porosité
φ		Paramètre d'optimisation
δ	$[m]$	Profondeur du matériau
δ_t	$[m]$	Profondeur de pénétration thermique
μ	$[kg.m^{-1}.s^{-1}]$	Viscosité dynamique
ν		Coefficient stoechiométrique
ξ	$[\%]$	Taux de résidu
$\dot{\omega}$	$[s^{-1}]$	Taux de réaction

Abréviations

AA		Acide adipique
$ANEP$		Allied naval engineering publication
ATG		Analyse thermogravimétrique
CC		Cône calorimètre
CFD		Computational Fluid Dynamics
DEG		Diéthylèneglycol
DES		Detached Eddy Simulation
DNS		Direct Numerical Simulation
DPG		Diprodipropylèneglycol
DSC		Calorimétrie différentielle à balayage
EXP		Expérience
FDS		Fire Dynamics Simulator
IS		Infrarouge par spectrophotométrie
IPA		Acide isophtalique
$IRTF$		Spectromètre infrarouge à transformée de fourier
ISI		Ingénierie de la sécurité incendie
HSC		High speed craft
HRR	[kW]	Débit calorifique (Heat release rate)
LES		Large Eddy Simulation
LPA		Lumped approach parameter
$LIFT$		Lateral Ignition and Flame spread Test
LII		Limite inférieure d'inflammabilité
$MAHRE$	$[kW.m^{-2}]$	Taux maximum moyen du débit calorifique
MBI		Medium Burning Item
NPG		Néopentylglycol
NSC		Naval ship code
NUM		Numérique
OMI		Organisation maritime internationale
OPA		Anhydride orthophtalique
$OTAN$		Organisation du traité de l'Atlantique Nord
$PAEK$		Polyaryléthercétone
PAS		Polyéthersulfone
PCG		Plaque chaude gardée
PC	$[kJ.kg^{-1}]$	Pouvoir calorifique
PEI		Polyétherimide
PES		Polyarysulfone
PG		Propylèneglycol
PIR		Polyisocyanurate
PMI		Polyméthacrylate-imide
$PMMA$		Polyméthacrylate de méthyle
PPS		Polyphénylènes sulfures
PR		Panneau radiant
PUR		Polyuréthane
PVC		Polychlorure de vinyle
SBI		Single Burning Item
$SOLAS$		Safety of life at sea
TPA		Acide téréphtalique
THR	$[MJ.m^{-2}]$	Dégagement de chaleur totale
TLF		Technique laser flash
TRP	$[W.s^{0.5}.m^{-2}]$	Paramètre de réponse thermique

Constantes Physiques

$\sigma = 5,6704.10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$	Constante de Stephan Boltzmann
$k_b = 1,381.10^{-23} J.K^{-1}$	Constante de Boltzmann
$\hbar = 6,626.10^{-34} J.s^{-1}$	Constante de Planck
$c_0 = 2,998.10^{-8} m.s^{-1}$	Célérité
$p_0 = 101325 Pa$	Pression de référence
$r = 287 m^2.s^{-2}.K^{-1}$	Constante des gaz parfait
$R = 8,314 J.K^{-1}.mol^{-1}$	Constante universelle des gaz parfait
$g = 9,81 m.s^{-2}$	Accélération de la pesanteur

Exposant

*	Normalisé
$\cdot$	Par unité de temps
$'$	Par unité de longueur
$''$	Par unité de surface
$'''$	Par unité de volume
$\bar{}$	Valeur moyenne
$\bullet$	Radical
$\circ$	Corps noir
$\cap$	Hémisphérique

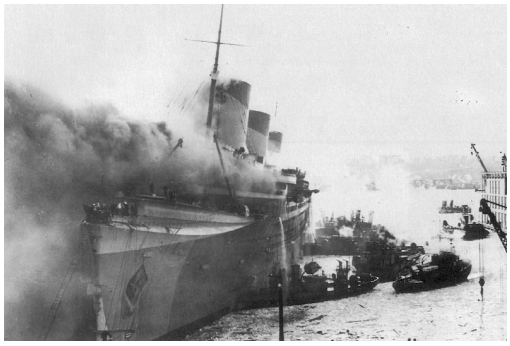
Indices

∞	Air ambiant
a	Absorbé
$arith$	Arithmétique
c	Composite
$char$	Charbon
cr	Critique
ch	chimique
cv	Convectif
e	Extinction
eff	Effectif
F	Combustible
f	Fibre
fl	Flamme
g	Gaz
$harm$	Harmonique
h	Humidité
ig	Ignition
i	Incident
0	Initial
l	Liquide
L	Longitudinal
o	Centre
min	Minimum
net	Net
m	Matrice
p	Pyrolyse
r	Radiatif
r	Réaction
s	Solide
T	Transverse
st	Stoechiométrique
v	Vapeur
VC	Volume de controle
λ	Spectrale

Préface

De tous temps, le risque incendie a été une préoccupation majeure de la conception et de l'exploitation des navires, beau paradoxe pour des bâtiments entourés d'eau. A ce titre, il peut être évoqué le très célèbre incendie survenu le 9 février 1942 sur le paquebot *Normandie* rebaptisé *La Fayette* [Fig. (1.a)]. Le feu se déclencha alors que le navire, à quai, était réhabilité en bâtiment de guerre. L'eau utilisée par les pompiers pour éteindre l'incendie déséquilibra le navire et entraîna son chavirement. Cet incident et d'autres ont conduit à la création de l'*Organisation Maritime Internationale* (OMI) quelques années plus tard (1948). Cette organisation élabore des conventions internationales spécialisées sur la sécurité maritime, définissant, entre autre, des directives en matière de sécurité incendie. Ces réglementations maritimes ont tout de suite interdit l'utilisation de matériaux combustibles dans les structures de la plupart des navires.

Malgré cette restriction, il est déploré encore à ce jour des incendies sur des navires. Récemment, le 23 mars 2006, le paquebot *Star Princess* a été victime d'un incendie. Le feu, démarrant d'une cabine passager, s'est propagé par l'extérieur et a entièrement détruit 79 cabines.



a/ USS La Fayette, ex Normandie en feu le 9 Février 1942.
Extrait de www.navsource.org

b/ Orkla en feu le 19 novembre 2002. Navire en composite.
Extrait de www.compositesintransport.com

Figure 1 – *Photographies de navires civil et militaire en feu.*

L'opportunité d'utiliser de nouveaux matériaux plus légers, mais combustibles est envisagée pour des contraintes d'exploitation militaire ou civile (consommation énergétique, manoeuvrabilité, rapidité, stabilité, furtivité...). Depuis 2002, une ouverture réglementaire permet d'envisager l'utilisation de matériaux combustibles à des fins de construction navale, pour peu qu'ils ne dégradent pas le niveau de sécurité de l'ouvrage. L'utilisation de matériaux composites, en particulier, devient ainsi théoriquement possible.

Dans ce contexte, le présent travail de recherche cherche à quantifier le risque incendie que présenterait la superstructure d'un navire conçue en structure composite. Pour cela, cette étude se propose de caractériser et de modéliser le comportement

au feu d'un sandwich composite polyester-verre/balsa/polyester-verre. Cette thèse, réalisée en partenariat entre le Laboratoire National de métrologie et d'Essais (LNE) et l'Ecole des Mines de Nantes, sous financement Cifre (ANRT [1]), s'attache à comprendre, à caractériser et à reproduire l'ensemble des phénomènes physiques à l'origine du développement d'un incendie d'une structure de navire en composite. Elle ne s'intéresse pas aux aspects structurels en cas incendie.

L'objectif premier du projet dans lequel s'inscrit ce travail (EMC2 MP08) est de lever les verrous technologiques pour être capable de concevoir un navire en composite ayant un niveau de sécurité équivalent à celui d'une conception classique. Dans ce cadre, il est nécessaire de vérifier que les outils existants permettent d'une part d'étudier un design en matériau léger du point de vue de la sécurité incendie et d'autre part d'établir le niveau de performances et de sécurité de ce design vis à vis de l'incendie.

C'est pour répondre à la problématique que ces travaux s'articulent autour de trois grands chapitres.

Proposant dans un premier temps de décrire le cadre de l'étude, ce chapitre va ébaucher le fil directeur de ce mémoire axant tout d'abord l'étude sur les aspects réglementaires et les évolutions en matière de tenue au feu dans le domaine naval. Cette partie sera ensuite l'occasion de présenter le projet de recherche dans lequel s'écrit ce travail de thèse. La motivation de l'utilisation des matériaux composites dans le domaine naval sera ensuite évoquée. La section présente, de façon succincte, les matériaux composites rencontrés en construction navale avant de décrire plus en détail le produit objet de l'étude. Sont ensuite abordées les démarches expérimentales et numériques adoptées pour caractériser et modéliser le produit. Cette section expose la méthodologie de validation expérience-simulation à échelle et complexité croissantes mises en place. Suit enfin une description des outils utilisés pour la caractérisation et la modélisation.

Le second chapitre est une synthèse bibliographique qui va tenter d'apporter les fondements nécessaires à la compréhension et la caractérisation progressive des différents phénomènes physiques se produisant lors du développement d'un incendie. Cet état de l'art décrit certains des principes qui sont à la base des phénomènes liés au comportement au feu des polymères, dans le but de pouvoir mieux les appréhender. Les informations recueillies vont permettre de définir les éléments de connaissances et les paramètres indispensables utilisés par la suite, pour caractériser et modéliser le comportement au feu de structure en composite.

Aucune étude sur le comportement au feu d'un sandwich composite et sa contribution au développement de l'incendie n'a pour l'heure été recensée. Ici se justifie donc le troisième chapitre de ce mémoire qui propose de caractériser et de modéliser le comportement au feu du sandwich composite, préalable incontournable pour l'introduction de ce produit dans la construction navale. La réflexion s'appuie pour cela sur une analyse, en parallèle, expérimentale et numérique à échelle croissante. Le chapitre présente ainsi les résultats expérimentaux obtenus de l'échelle de la matière jusqu'à une échelle représentative de l'utilisation finale, en passant successivement par cinq niveaux de complexité croissante. Toutes ces expériences sont simulées numériquement. Les prédictions sont systématiquement comparées aux

1. Association National de Recherche et de Technologie

mesures expérimentales pour tester la validité du modèle. Finalement, l'application pratique de ce travail consiste en l'étude du développement d'un incendie dans le cadre de simulations de scénarii d'incendie à l'échelle réelle d'un navire en structure composite.

Cadre général

1

Sommaire

1.1 Contexte réglementaire en matière de tenue au feu 5
1.1.1 Evolutions réglementaires dans le domaine naval 5
1.1.2 Alternatives de conception 8
1.2 Le projet EMC2 MP08 11
1.2.1 Présentation du projet 11
1.2.2 Comment ce travail s'inscrit dans le projet 11
1.2.3 Méthodologie développée 12
1.3 Définition du cas d'application et du produit 16
1.3.1 Cas d'application 16
1.3.2 Les matériaux composites 16
1.3.3 Produit étudié 21
1.4 Les outils 24
1.4.1 Outils expérimentaux 24
1.4.2 Outil numérique 37

"Le progrès en sciences provient toujours d'une combinaison de pensées décousues et de pensées rigoureuses... cette combinaison est notre outil le plus précieux."
Gregory Bateson - Vers une écologie de l'esprit (1980)

1.1 Contexte réglementaire en matière de tenue au feu

1.1.1 Evolutions réglementaires dans le domaine naval

Marine civile

A partir du XIX^{e} siècle, des règles ont été mises en oeuvre par des organismes de classification afin d'assurer la sécurité des navires. Les réglementations internationales liées à la sécurité des transports maritimes, ont pour objectifs de protéger les vies humaines et de préserver l'environnement [Guillaume (2010)].

Par la suite, des conventions internationales ont été développées et adoptées par une institution des Nations Unies, l'*Organisme Maritime International* (OMI) spécialisée dans la sécurité maritime. Depuis sa création en 1948, l'OMI a adopté une quarantaine de conventions et de protocoles relatifs à la sécurité en mer et à la prévention de la pollution. Les plus connues sont :

– la convention internationale pour la sauvegarde de la vie humaine en mer (convention SOLAS acronyme de "*Safety Of Life At Sea*") ;

– la convention internationale pour la prévention de la pollution par les navires (convention MARPOL "*International Convention for the Prevention of Pollution from ships*".

La convention SOLAS s'applique aux navires de transport de passagers et de marchandises de jauge brute supérieure à 500 unités navigant dans des eaux internationales. Cette convention est régie par un comité de l'OMI (comité MSC pour *Maritime Safety Comitee*).

En règle générale, les règlements de sécurité maritime imposent le respect d'exigences techniques avec pour avantage une lecture relativement aisée liée à un bon rapport coût/efficacité dans un contexte d'activité internationale. *A contrario*, la marge de liberté et l'innovation restent limitées.

Jusqu'en 1994, le cadre réglementaire, rédigé par le sous-comité FP (*Fire Protection*), était traditionnellement de nature descriptive : les exigences techniques découlaient d'approches scientifiques et de principes évolutifs au regard du retour d'expérience. Cette manière d'aborder est facile d'utilisation mais a toutefois pour conséquences de brider l'innovation en phase de conception. Pour cette raison, la convention excluait la possibilité d'utiliser des matériaux combustibles (et donc des composites à matrice organique) pour les cloisonnements intégrés aux navires SOLAS. Seul l'acier ou tous matériaux équivalents (matériau incombustible), étaient autorisés. A partir de 1994, certains amendements à la convention SOLAS ont constitué un nouveau chapitre correspondant aux mesures de sécurité des navires rapides, publié en tant que recueil HSC de l'OMI (*Code of Safety for High Speed Craft* - Code de sécurité pour les navires à grande vitesse - entrée en vigueur le 01/01/1996 et modifié en 2000 suivant la résolution OMI MSC 97/73 (2000)). Ce recueil HSC autorise notamment l'intégration de matériaux combustibles dans les cloisonnements des navires rapides, à condition toutefois qu'ils respectent un certain nombre d'exigences en matière de tenue au feu. Le recueil HSC constitue donc une réglementation descriptive définissant les règles d'utilisation des matériaux composites ou légers. Pour cela il est prescrit des méthodes d'essais relatives à la réaction ainsi qu'à la résistance au feu pour permettre de sélectionner les matériaux utilisables. Les critères d'acceptation correspondants sont précisés dans les parties 10 et 11 du code FTP de l'OMI (*International Code for Application of Fire Test Procedures* - rendu obligatoire le 01/07/1998). Cependant, ce règlement n'est pas applicable à tous les types de navires. En effet, outre les critères de vitesse définis dans ce code, celui-ci notifie des restrictions de navigation (éloignement des côtes...) et de capacité maximum de navigants (moins de 500 navigants). Ce règlement ne peut donc pas être utilisé pour tous les navires, même si, sur le principe, ils satisfont les critères de vitesse et de performances au feu définis dans ce code.

Des amendements supplémentaires à la convention SOLAS sont entrés en vigueur le 1er Juillet 2002 (résolution OMI MSC 99/73 (1974)). Dans la partie F du Chapitre II-2 "Construction - Protection Incendie, Détection Incendie et Extinction" de la Convention SOLAS (règle 17 - Conception alternative et dispositions - Alternative design and arrangements) :

> "*Fire safety design and arrangements may deviate from the prescriptive requirements [...] provided that the design and arrangements meet the fire safety objectives and the functional requirements. When fire safety design or arrangements deviate from the prescriptive requirements of this chapter, engineering ana-*

> *lysis, evaluation and approach of the alternative design and arrangements shall be carried out in accordance with the regulation.*"

Il est spécifié que la conception en matière de sécurité incendie peut dévier des exigences descriptives définies dans les autres parties de la convention, à condition toutefois que le système et les dispositifs mis en oeuvre satisfassent aux objectifs de sécurité incendie et aux exigences fonctionnelles.

Suite à cet amendement, il est donc à présent envisageable d'utiliser des solutions alternatives pour les navires soumis à la réglementation SOLAS, à condition de pouvoir justifier des choix qui ont été faits vis-à-vis des objectifs de sécurité. La démarche à suivre pour justifier du choix d'une conception alternative est décrite dans la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001) *Guidelines on alternative design and arrangements for fire safety* (Conseils sur la conception alternative et sur les dispositions liées à la sécurité incendie). Cette démarche est basée sur l'ingénierie de la sécurité incendie [1] et sur l'évaluation par simulation et/ou essais du niveau de sécurité incendie d'un navire en phase de conception [Guillaume (2005)]. Elle requiert une phase d'identification de scénarios et une analyse quantitative de risques faisant appel à la modélisation des incendies. Cette approche doit aussi permettre une évolution rapide du cadre réglementaire descriptif traditionnel et accorder plus d'importance aux concepts d'analyse de risques [Chantelauve (2005)]. La démarche est présentée plus en détail dans la section (1.1.2).

Marine militaire

Les bâtiments de guerre ne sont quant à eux pas formellement tenus d'appliquer cette réglementation maritime internationale ou nationale, telle que définie par la Convention de Montego Bay. Les Marines militaires se réservent donc le droit d'utiliser pour leurs propres bâtiments les dispositions de cette réglementation qu'elle juge pertinentes, mais qui ne lui sont pas opposables.

La Marine française répondait jusque-là à des règles tout à fait spécifiques au Ministère de la Défense, élaborées dans une logique différente, sans référence notamment aux grandes conventions internationales par exemple de l'Instruction Technique 4390 pour les navires de surfaces et le RT10.4 pour les sous-marins. C'est la raison pour laquelle les marines militaires de l'Organisation du traité de l'Atlantique Nord (OTAN ; en anglais *North Atlantic Treaty Organisation* ou NATO) ont souhaité se rapprocher de plus en plus des réglementations civiles tout en conservant leurs spécificités. Les marines travaillent ainsi actuellement sur un *Naval Ship Code* (NSC) qui correspond à une SOLAS militaire. Concrètement, les futurs bâtiments de la Marine appliqueront normalement au minimum la réglementation pertinente des navires sous pavillon français, avec les aménagements et compléments nécessaires pour tenir compte des spécificités militaires.

Suivant le principe de la règle 17 du chapitre II.2 dans la SOLAS, il existe dans

1. L'ingénierie de sécurité incendie (ISI) est la discipline d'application des principes de l'ingénierie, de règles et de jugements d'experts. Elle se fonde sur une quantification des phénomènes du feu, de ses effets, et du facteur humain. Pour cela elle définit les mesures optimales de prévention et de protection nécessaires pour limiter (dans une situation donnée) les conséquences de l'incendie et de protéger les vies humaines, les biens et l'environnement selon le schéma de sécurité déterminé pour l'ouvrage considéré.

le naval ship code (ANEP [2] 77) la règle 14 du chapitre VI "*Fire safety*". Là encore, il est spécifié qu'il est donc possible d'utiliser une approche alternative de conception à condition toutefois que le système et les dispositifs mis en oeuvre satisfassent aux objectifs de sécurité incendie et aux exigences fonctionnelles.

1.1.2 Alternatives de conception

Selon la nouvelle règle II-2-17 la convention SOLAS et VI-14 du NSC, il est à présent possible, pour les chantiers et les concepteurs, d'opter pour une conception alternative en lieu et place du respect des exigences descriptives des réglements de sécurité incendie. Cette possibilité repose sur une évaluation comparative, performantielle, des deux solutions (alternative et descriptive). L'évaluation, dont la méthodologie est décrite par la figure (1.1) suivant la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001), est basée sur l'analyse de risques et les sciences du feu. Celle-ci comprend deux étapes : une analyse préliminaire (qualitative) et une analyse quantitative [Guillaume (2010)].

1.1.2.1 Analyse préliminaire ou analyse qualitative

L'analyse préliminaire permet la définition de l'étude, du scénario et de conceptions alternatives d'essai. La démarche est constituée des différentes étapes définies ci-après :

1. **Propositions de conception** : ce travail préparatoire définit la conception alternative et la conception descriptive équivalente. Celle-ci comprend une description technique précise des projets, la nature des référentiels réglementaires et la définition des objectifs et des exigences fonctionnelles. Les déviations de la conception alternative par rapport aux règles descriptives doivent être parfaitement identifiées pour cette analyse comparative.
2. **Développement de *scenarii* incendie** : cette étape classique de toute analyse de risques comprend les phases suivantes :
   - identification des dangers liés aux départs de feu, à la propagation et au développement du sinistre (combustibles secondaires, moyens de prévention) ainsi qu'au respect de l'intégrité des cibles (emplacement, extension) et de l'environnement ;
   - classement des dangers identifiés selon la gravité et la probabilité du potentiel (localisé, majeur ou catastrophique) ;
   - groupement des scénarii en fonction de leurs similitudes ;
   - choix des *scenari*i incendie de dimensionnement. Ces *scenarii* représentatifs vont servir lors de l'analyse quantitative.
3. **Propositions de conceptions alternatives d'essai** basées sur la conception alternative originale qui peut comporter des mesures de réduction de risques ou des stratégies spécifiques.
4. **Rapport d'analyse préliminaire**, document préalable à l'étude quantitative de l'analyse et soumis à l'administration.

1.1.2.2 Analyse quantitative

Cette analyse a pour but d'évaluer des conceptions alternatives d'essais possibles en utilisant une analyse d'ingénierie quantitative. Elle comprend à la fois les spécifi-

2. Acronyme de "*Allied Naval Engineering Publication*"

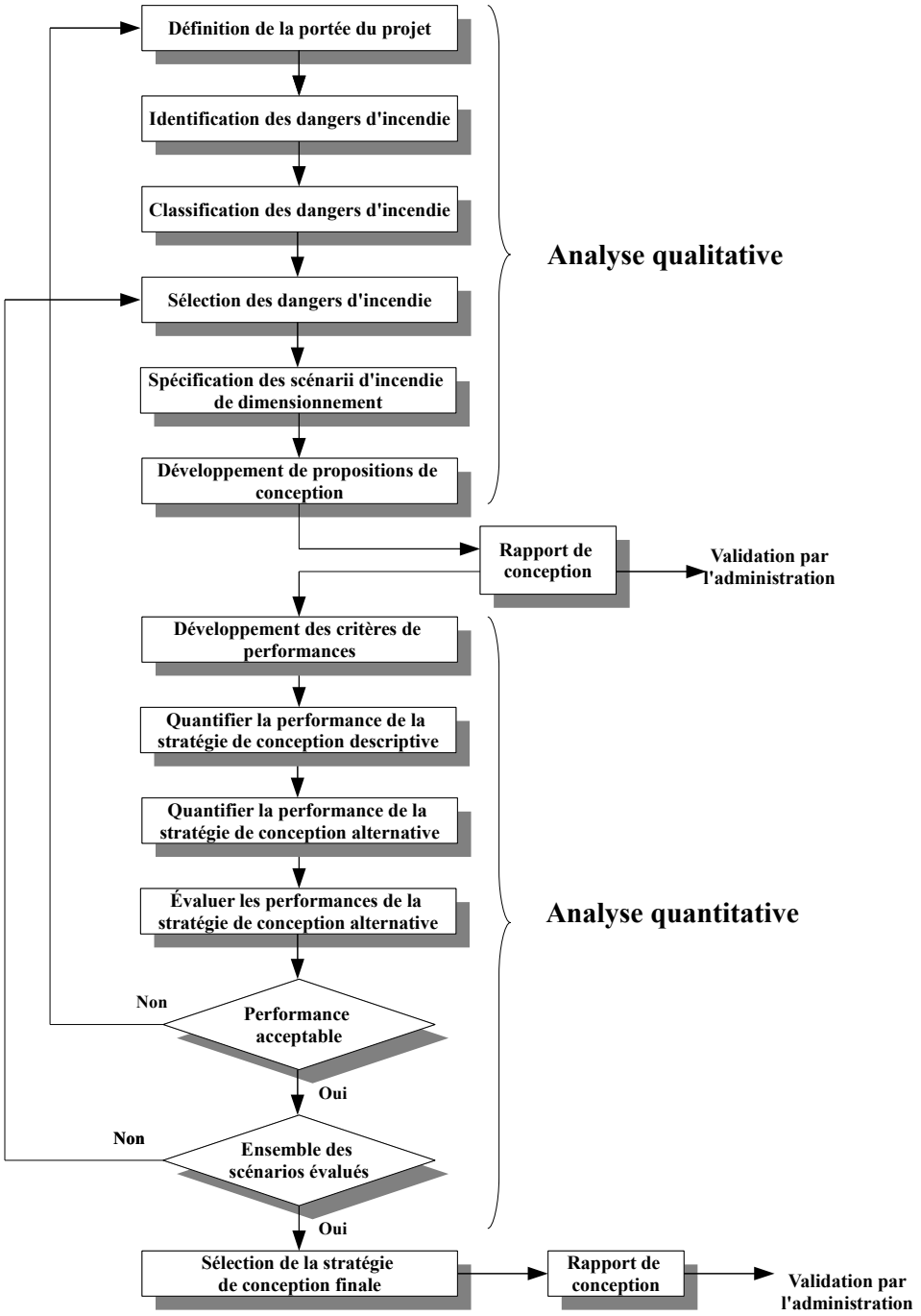


FIGURE 1.1 – *Diagramme de déroulement de la méthode de conception alternative selon la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001).*

cations des incendies de dimensionnement, le développement des critères de performance et l'évaluation des conceptions alternatives. La solution de conception retenue et les arrangements alternatifs finaux sont alors sélectionnés et l'analyse quantitative fait l'objet d'un rapport.

1. **Quantification des incendies de dimensionnement** : les caractéristiques de l'incendie pour chaque scénario sont spécifiées (courbes de puissance calorifique, caractéristiques de la flamme, flux radiatif, convectif, conduction, taux de production de fumée, etc.). Cette quantification doit prendre en compte l'ensemble des facteurs importants (ventilation, facteur humain, etc.). La chronologie doit être décrite (incendie, détection, alarme, suppression, intervention de l'équipage, évacuation des passagers, etc.).
2. **Développement de critères de performance** : les critères de performance sont des expressions quantitatives permettant d'évaluer la conception alternative. Ils peuvent être déterminés à partir du règlement proprement dit (les règles descriptives du Chapitre II-2 de la SOLAS) ou évalués à partir d'une conception descriptive jugée équivalente.
3. **Evaluation des conceptions alternatives d'essai** : cette évaluation est généralement réalisée à partir d'essais, de simulations, ou par combinaison des deux méthodes. Elle permet de comparer le niveau de sécurité de la conception alternative par rapport à la conception descriptive.
4. **Validation de la démarche par l'administration**.

1.1.2.3 Cas d'application de la réglementation

Afin d'explorer l'applicabilité pratique de cette nouvelle approche aux navires à passagers, le projet SAFETY FIRST [3] a été établi par un groupe de compagnies européennes (chantier naval, sociétés de classification, experts incendie, universités et laboratoires) . Dans ce projet, un guide d'analyse d'ingénierie du risque incendie a été développé et testé, permettant à des concepteurs de navires de se conformer à la directive de conception alternative (MSC/Circ.1002). Ceci a été accompli par l'analyse en 2004, de trois études de cas pilotes d'importance technologique pratique, à savoir les cabines passagers (comprenant des essais de comportement au feu grandeur nature), un atrium et un pont garage d'un navire roulier à passagers [Maccari et Vergine (2003)] :

La première partie du projet était basée sur la recherche scientifique : les techniques d'évaluation des risques, les modèles des conséquences incendie, la collecte de données et les modèles de développement du feu. La deuxième partie a été consacrée à l'analyse proprement dite des trois cas d'étude, toujours concentrés sur de vraies conceptions alternatives.

Depuis, d'autres projets ont été réalisés pour ouvrir plus largement l'utilisation de la règle 17 de la SOLAS. Citons par exemple le projet européen SAFEDOR [4], le projet scandinave LASS [5] qui doit permettre l'utilisation de matériaux de construction légers, et enfin le projet français EMC2-MP08 dont l'objectif est d'utiliser les composites dans la construction navale. Ce dernier fait l'objet des paragraphes qui suivent.

3. SAFETY FIRST, acronyme de *Design for Safety - Ship Fire Engineering Analysis Toolkit*
4. SAFEDOR, acronyme de *Design, Operation and Regulation for Safety*.
5. LASS, acronyme de *Lightweight construction applications at sea*

1.2 Le projet EMC2 MP08

1.2.1 Présentation du projet

Dans ce contexte réglementaire et conformément à la règle II-2/17 et à la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001), un projet, labellisé par le pôle de compétitivité EMC2 (Ensembles Métalliques et Composites Complexes) de la Région Pays de la Loire a été lancé. Ce projet rassemble des chantiers navals civils et militaires (DCNS, STX Europe et Bénéteau) voisins géographiquement autour d'une problématique commune, le comportement au feu des composites. Parmi les autres organismes présents dans le projet, citons le Bureau Veritas (BV), l'Ecole des Mines de Nantes (EMN), l'Institut Supérieur des Matériaux et mécaniques avancées du Mans (ISMANS), le Laboratoire National de métrologie et d'Essais (LNE) et la SAITEC. Ce projet de recherche multi-partenaires "MP08 - *Tenue au feu des matériaux composite*" vise à définir une méthode d'évaluation de la performance des matériaux composites intégrés à la superstructure d'un navire fictif spécifiquement prévu pour l'étude.

L'objectif est de développer une démarche innovante quant à l'utilisation de ce type de matériau, dans des domaines nouveaux ou jusqu'ici difficilement accessibles du fait des règles incendies en vigueur. En effet, les matériaux composites utilisés à des fins de construction sont généralement combustibles et constituent en cas d'incendie un terme source potentiellement important dont il faut pouvoir prévoir le comportement et la contribution à la propagation du feu. La connaissance de l'énergie dégagée lors de la décomposition de ces matériaux au cours du feu constitue alors une donnée essentielle pour prévoir la réaction et la résistance des structures, bien les dimensionner, et *in fine* assurer la sécurité des passagers en cas d'incident. Basé sur l'approche d'ingénierie de la sécurité incendie (ISI) définie par la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001), MP08 vise à quantifier, sur la base de simulations et d'essais, le risque d'occurrence d'incendies que présenterait la superstructure d'un navire conçue en matériaux composites et disposant de systèmes de sécurité incendie innovants et performants [Gutierrez *et al.* (2008)].

La règle II-2/17 et la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001) sont donc scrupuleusement appliquées dans ce projet avec une attention constante pour évaluer la contribution de ce type de matériau de substitution et éviter qu'elle ne soit l'origine d'une augmentation du risque. La méthode d'analyse, basée sur le principe d'équivalence, consiste à définir quels risques sont ajoutés par la substitution de l'acier par un matériau composite. Suite à cette analyse, il convient de mettre en oeuvre des mesures adaptées afin de maîtriser le risque excédentaire. Cette méthode innovante compare les performances des deux matériaux sans nécessairement chercher à réduire tous les risques. Au contraire, elle tolère un risque résiduel occasionné par l'application des réglementations descriptives [Breuillard et Corrignan (2009)].

1.2.2 Comment ce travail s'inscrit dans le projet

L'étude des risques incendie à bord d'une conception alternative représente un enjeu très important qui ne repose pas sur le retour d'expériences (contrairement aux réglementations descriptives). L'utilisation de matériaux combustibles pour le cloisonnement requiert une approche d'ingénierie en sécurité incendie afin de quantifier l'impact de ce terme source. L'évaluation de l'énergie apportée par la décomposition du matériau apparaît alors comme un élément essentiel en vue d'étudier l'influence

de son utilisation sur le développement du feu.

En égard aux coûts que représenteraient des essais grandeurs réelles, on comprend bien que la simulation numérique constitue désormais un outil incontournable pour l'étude d'incendies à l'échelle d'un navire, en se substituant en première approche à l'investigation expérimentale. La démarche s'appuie donc largement sur l'emploi d'outils tant expérimentaux que numériques, étant attendu de ces outils qu'ils permettent une prédiction réaliste de l'enchaînement des événements pouvant survenir en cas d'incendie. Ces outils doivent également fournir des solutions techniques capables d'atténuer les effets d'un incendie pour les personnes, les navires et l'environnement.

La contribution du LNE, et plus particulièrement de ce travail de thèse est donc de vérifier que les outils existants permettent d'une part d'étudier un design en matériau composite du point de vue de la sécurité incendie et d'autre part d'établir le niveau de performances et de sécurité d'un design vis à vis de l'incendie. Cette thèse va pour cela s'attacher à comprendre, caractériser et de modéliser le comportement au feu du matériau de substitution, préalable incontournable pour l'introduction de ce produit dans la construction navale.

1.2.3 Méthodologie développée

L'utilisation de structures combustibles conduit à devoir prêter une attention toute particulière sur la modélisation du développement d'un feu et du dégagement d'espèces chimiques [Marquis *et al.* (2009a)].

Une modélisation fine implique en contrepartie, une connaissance approfondie de la réaction au feu, des émissions gazeuses et des propriétés thermo-physiques des matériaux dont la combustion est simulée. Ce choix de modélisation conduit donc à identifier les informations à employer pour décrire les conditions qui influent sur le fonctionnement du feu, et dont la liste peut varier en fonction du degré de précision recherché, lui-même dépendant de l'objectif et du domaine auquel elle s'applique.

Ces données d'entrée peuvent être obtenues par le biais des bancs d'essais normalisés. Cette démarche instructive, fournit à la fois des données expérimentales avec une incertitude quantifiée et permet d'orienter les décisions dans la modélisation (par exemple : le matériau est-il thermo-fusible ? Doit-on de ce fait s'attendre à une extension du foyer initial par la fusion et l'écoulement du matériau ?).

Ces essais, souvent définis dans une vision normative et destinés à une évaluation conventionnelle des performances d'un produit donné, ne permettent pas forcément d'obtenir des données d'entrée pertinentes pour les modèles de simulation employés. C'est en s'éloignant du protocole d'essais normalisés, qu'il est possible d'accéder dans certains cas à des informations d'intérêt notable pour la modélisation du foyer.

Pour autant, la simulation numérique ne peut prétendre à remplacer totalement l'expérimentation. En effet, elle présente de nombreuses lacunes qui peuvent nuire à la fiabilité des résultats obtenus ; chaque modèle n'étant qu'une traduction incomplète et bien souvent subjective de la réalité. De ce fait, il est donc inenvisageable d'étudier la simulation d'un scénario d'incendie avec des structures combustibles sans confronter au préalable les résultats des simulations avec des mesures expérimentales comparables. Par conséquent, il est impératif de passer par la modélisation

d'étapes intermédiaires afin de s'assurer de la pertinence du code à prédire fidèlement le comportement au feu (processus de décomposition, propagations...) des produits quelles que soient la géométrie et l'orientation.

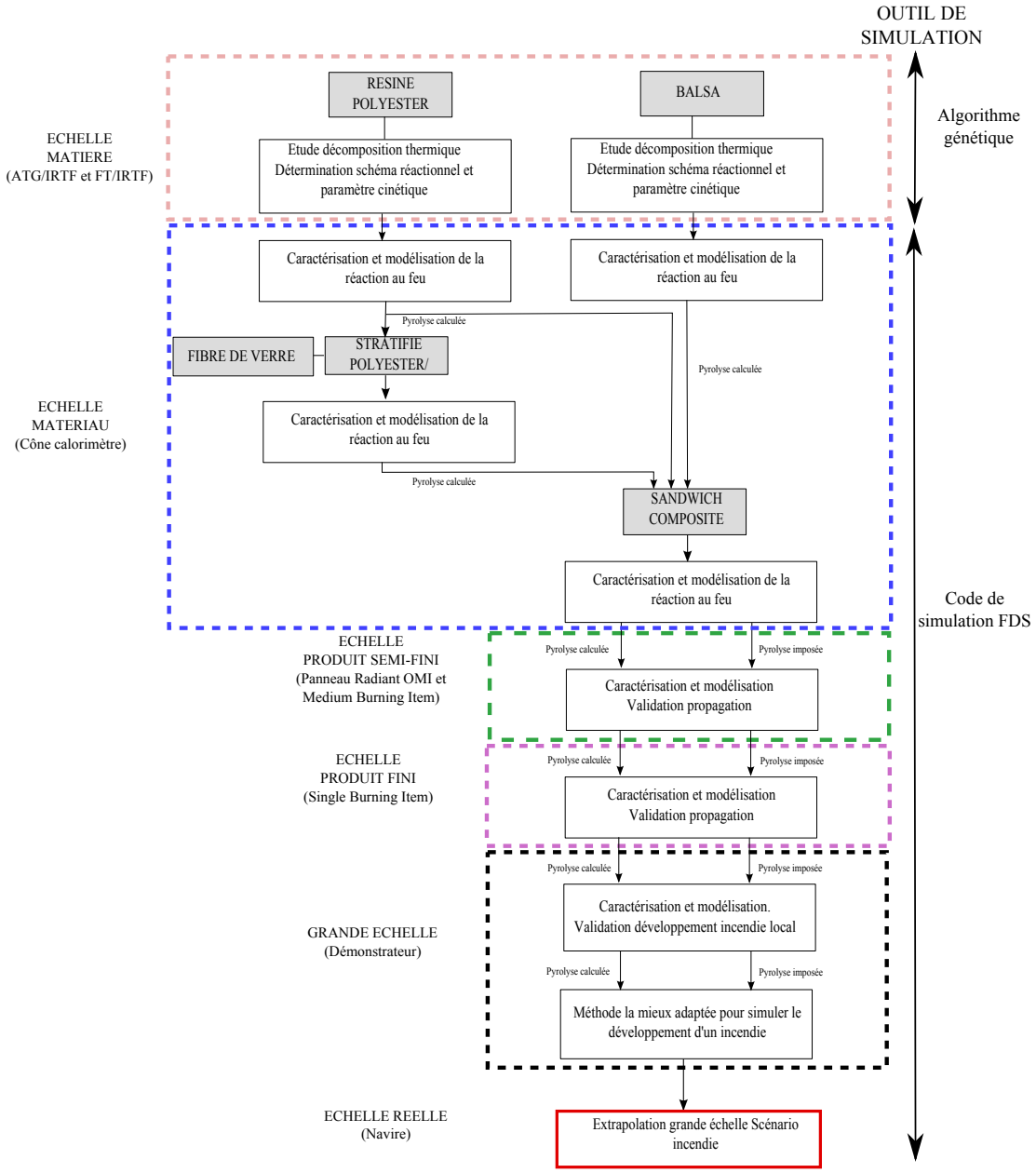


FIGURE 1.2 – *Approche combinée expérience-simulation à échelle croissante.*

C'est pour respecter cette philosophie qu'une méthode de "validation" progressive basée sur une approche combinée expérience-simulation à échelle croissante a été mise en oeuvre. Cette approche doit mieux appréhender *in-fine* la qualité de simulations numériques de scénarii incendies complets. La démarche comporte trois étapes :

- une phase expérimentale à échelle croissante permettant la caractérisation du comportement des matériaux étudiés dans différentes situations.
- une phase numérique consistant en la simulation de ces expériences.
- une phase de comparaison et de validation.

TABLE 1.1 – *Caractérisation des échelles expérimentales.*

	Matière et matériau		Produit		Système	
	Matière	**Matériau**	**Produit semi-fini**	**Produit fini**	**Grande échelle**	**Échelle grandeur réelle**
Etude	- Propriété intrinsèque	- Propriétés intrinsèques - Effet multicouche, de la carbonisation, et de bord	- Comportement au feu du matériau et propagation des flamme - Effet de joint simple	- Comportement au feu du produit - Effet de l'assemblage et des fixation	- Comportement au feu global du système, incluant l'environnement - Effet du système, effet montage, fixation, influence plafond	- Comportement au feu du système
Principales caractéristiques	- Dégradation matériau - Dégagement de chaleur, fumée, potentiel toxique	- Dégradation matériau - Effet d'échelle - Différents développements de feu, avec condition sous oxygénée - Dégagement de chaleur, fumée, toxicité dans une situation conventionnelle	- Dégradation matériau - Effet d'échelle - Développement de feu - Dégagement de chaleur, fumée, toxicité dans une situation conventionnelle	- Dégradation matériau - Effet d'échelle - Développement de feu - Dégagement de chaleur, fumée, toxicité dans une situation conventionnelle	- Dégradation matériau - Effet du système - Effet du Flashover - Dégagement de chaleur, fumée, toxicité dans une situation réelle	- Condition réelle
Quantité testée	<10 g	10 – 500 g ≈ 0,01 m²	0,5 – 5 kg 0,5 – 1 m²	5 – 50 kg > 1m²	> 100 kg > 10 m²	-
Usages	Données d'entrée ISI Recherche et développement	Données d'entrée ISI Recherche et développement Classement au feu matériau/produit	Calage ISI Classement au feu matériau/produit	Calage ISI Classement au feu matériau/produit	Validation ISI Recherche	Validation ISI Recherche
Norme sur la réaction au feu	ISO 4589-2/3 ISO/WD 28926	ISO 5660-1	ISO 5658-2 ISO 5658 -4 ISO 21367	EN 13823	ISO 9705 ISO 13784-1/2	ISO 24473
Norme sur la mesure du dégagement de chaleur	ISO/WD 28926	ISO 5660-1	ISO 21367	EN 13823	ISO 9705 ISO 13784-1	ISO 24473
Norme sur la mesure de l'opacité des fumées	-	ISO 5659-2 ISO 5660-2	ISO 21367	EN 13823	ISO 9705	ISO 24473
Norme sur la mesure de la toxicité des fumées	ISO TS/19700 NF X70-100	ISO DIS 21489	-	-	-	-

Les capacités de l'outil numérique sont ainsi évaluées par une démarche de validation progressive [Fig. (1.2)] qui consiste à simuler des cas expérimentaux à échelle et de complexité croissante. L'analyse multi-échelle illustrée dans la table (1.1), est réalisée de l'échelle de la matière jusqu'à une échelle représentative de l'utilisation finale, en passant successivement par cinq niveaux d'échelle :

- l'**échelle matière** définit un échantillon dont la masse est inférieure à 10 g et de dimension millimétrique. Elle analyse la réponse thermique d'un élément unitaire, homogène, isotrope et indivisible constituant le matériau. Les investigations menées à cette échelle fournissent des informations sur le processus de dégradation thermique de la matière et sur le dégagement d'espèces chimiques. Elles permettent en plus d'établir un modèle phénoménologique de décomposition thermique. Ces résultats doivent servir de données d'entrée pour les simulations numériques ;
- l'**échelle matériau** correspond à des échantillons dont la masse est de l'ordre de 10 à 500 g. Le matériau est pris dans son intégralité à des dimensions compatibles avec l'utilisation du cône calorimètre. Les investigations opérées à cette échelle permettent de déterminer la manière dont brûlent les éléments constituants le sandwich et les interactions entre ces éléments. Ces différents résultats expérimentaux doivent servir à calibrer et valider les prédictions numériques de la décomposition thermique et la combustion d'un matériau ;
- l'**échelle produit semi-fini** considère des éprouvettes dont la masse est de l'ordre de 0,5 à 5 kg. A cette échelle, la géométrie et l'orientation du produit ont un rôle important sur le développement du feu. Les mesures effectuées à cette échelle permettent d'étudier les phénomènes de propagation et le transfert thermique sur un produit sans tenir compte des effets de fixations (propagation du feu, transferts thermiques...). Ces mesures expérimentales doivent servir à valider les prédictions numériques de propagation sur des produits seuls ;
- l'**échelle produit fini** caractérise des échantillons dont la masse est de l'ordre de 5 à 50 kg. Ce cas d'étude tient compte des conditions de montage (coin et assemblage entre panneaux) qui peuvent avoir des répercutions importantes sur le comportement au feu du produit donné. Ces mesures doivent servir à valider les résultats numériques de propagation dans un coin ;
- l'**échelle système** (ou grande échelle) permet l'étude du produit dans des conditions finales de montage et dont la masse est supérieure à 100 kg. L'échelle système permet d'étudier l'interaction d'un plafond sur la propagation et le développement de l'incendie. Cette phase expérimentale doit servir de validation finale à la simulation incendie.

Chacune de ces échelles apporte des informations complémentaires sur le développement d'un incendie. Cette approche multi-échelle va permettre de mieux cerner les aptitudes de l'outil numérique à reproduire les phénomènes physiques intervenant lors du développement d'un incendie. Ce travail va en sus vérifier que le transfert d'échelle n'entraîne pas de perte d'informations ni de justesse.

Pour cela, à chaque échelle d'observation, les résultats de la simulation numérique sont comparés à ceux de l'expérience au moyen de l'analyse fonctionnelle d'Hilbert [Guillaume (2006)] suivant le principe de la norme ISO 16730 (2007) [cf Annexe A.1]. Chaque fois que c'est possible, cette comparaison porte d'une part sur des variables globales tels le taux de dégagement de chaleur ou la vitesse de perte de masse de l'éprouvette test, et d'autre part sur des variables locales comme des températures ou des vitesses locales de propagation de flamme. Les écarts éventuels entre les résultats

expérimentaux et numériques sont analysés. Les paramètres du modèle sont ajustés si nécessaire. L'idée de cette méthodologie itérative est de converger progressivement vers un modèle adapté à la simulation de feux à échelle réelle d'un navire.

1.3 Définition du cas d'application et du produit

1.3.1 Cas d'application

Le cas d'application fictif correspond à un navire à passagers, possédant dans ses superstructures une partie militaire (hangar hélicoptère). Plus précisément, les parties modifiées en composites correspondent pour le navire à passagers à deux ponts dans les hauts et à l'avant du navire et pour un navire militaire au hangar hélicoptère et ses locaux adjacents.

Tous les éléments porteurs des structures (cloisons et ponts) sont en matériaux composites hormis l'escalier servant à l'évacuation ainsi que son entourage.

Ces cas d'application sont donc représentatif des zones d'emploi potentiel de matériau et ils permettent d'intégrer une grande partie des types de locaux possibles donc des risques incendie.

1.3.2 Les matériaux composites

Le besoin général d'alléger les navires, de réduire les coûts d'entretien et pour les navires militaires de maîtriser leur signature radar ont conduit à envisager de nouvelles approches. De ce fait, le bois putrescible, puis l'acier ont laissé progressivement leur place aux alliages d'aluminium. Cependant le temps a démontré que ces solutions étaient particulièrement vulnérables en cas d'incendie. La recherche permanente de performances techniques ou économiques a donc conduit à développer de nouveaux matériaux n'existant pas à l'état naturel. Un exemple de cette quête est constitué des matériaux composites à matrice polymère. Ces matériaux constituent une alternative particulièrement attrayante à l'acier dans le domaine de la construction navale.

Un matériau composite est par définition un matériau hétérogène constitué d'au moins deux composants non miscibles de natures différentes : un système de renfort (fibre) et une matrice généralement organique. L'association de ces deux matériaux de base, de propriétés différentes, génère un nouveau matériau multiphasé dont les propriétés sont supérieures à celles de ses constituants considérés séparément. Ces dits matériaux présentent effectivement un certain nombre d'avantages par rapport aux matériaux métalliques en raison :

- de leur légèreté,
- du coût modéré de réalisation d'éléments de construction et d'entretien,
- de leurs réponses à certaines exigences spécifiques (furtivité, amagnétisme, résistance à la corrosion, facilité de réparation). Ils sont d'excellents matériaux dans un environnement où l'allégement des structures (à propriétés mécaniques égales voire supérieures à celles de pièces métalliques) est déterminant.

Les matériaux constituant les composites sont choisis en fonction du cahier des charges établi en vue de l'application. C'est pourquoi, l'emploi de ces matériaux pour la production de structures navales (civiles ou militaires) a connu un développement important en dépit de la complexité de mise en oeuvre.

Pour autant, ces matériaux présentent des inconvénients majeurs qui limitent leur utilisation et qui justifient les études actuellement en cours (fabrication artisanale,

protection électromagnétique, optimisation du prix de revient, amélioration de la résistance aux éclats, résolution des problèmes liés à l'hygiène, à la sécurité et à la mise en oeuvre, réaction au feu, tenue aux UV, tenue mécanique hors axe...).

Les produits composites sont des produits phares de la construction navale. Ils se présentent sous deux formes : les monolithiques ou les sandwichs [figure (1.3)]

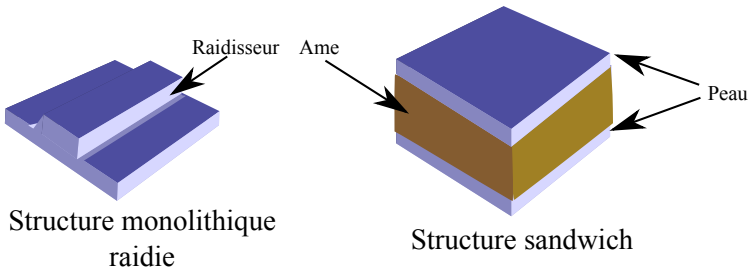


FIGURE 1.3 – *Types de structures adaptées à la construction navale.*

Les structures monolithiques, caractérisées par un empilement de couches ou de plis composites, sont obtenues par imprégnation de tissus avec de la résine. Ces plaques stratifiées minces nécessitent toutefois d'être raidies afin d'assurer une tenue en flexion suffisante. Les raidisseurs, rapportés par collage ou stratification, sont très souvent en forme d'oméga constitués d'une âme en mousse et d'une peau stratifiée. Ces structures monolithiques sont principalement utilisées pour la réalisation de coques de bateaux.

En raison de leurs propriétés spécifiques (leurs faibles masses et leurs rigidités importantes vis-à-vis des stratifiés monolithiques ainsi que de leurs pouvoirs isolants thermiques et phoniques importants), les composites sandwichs sont souvent employés en construction navale (ponts, monocoques, superstructures de bâtiments militaires). La peau peut être de plusieurs natures : métallique, stratifiée, contreplaquée ou thermoplastique... L'âme, quant à elle, peut se présenter en matériaux expansés de type mousse, en plaques nervurées, en éléments de bois, en carton imprégné, en aluminium ondulé ou en nid d'abeille...

1.3.2.1 Renfort

Généralités

Le rôle des renforts est d'assurer les fonctions mécaniques. Ils se présentent en général sous forme de fibres dont l'orientation au sein du matériau composite dépend de la sollicitation mécanique. Ces renforts peuvent être classés en deux catégories : les fibres organiques et les fibres minérales [figure (1.4)].

Leur utilisation dans des matériaux composites permet d'améliorer sensiblement la contrainte à la rupture de la résine.

En construction navale, les fibres de verre, d'aramide (kevlar) ou de carbone sont utilisées en raison de leurs performances de renforcement souhaitées (incombustibilité, ...). Il est à noter une préférence pour les fibres de verre pour des raisons historiques, de coût, de compatibilité avec la résine et d'adhésion des fibres.

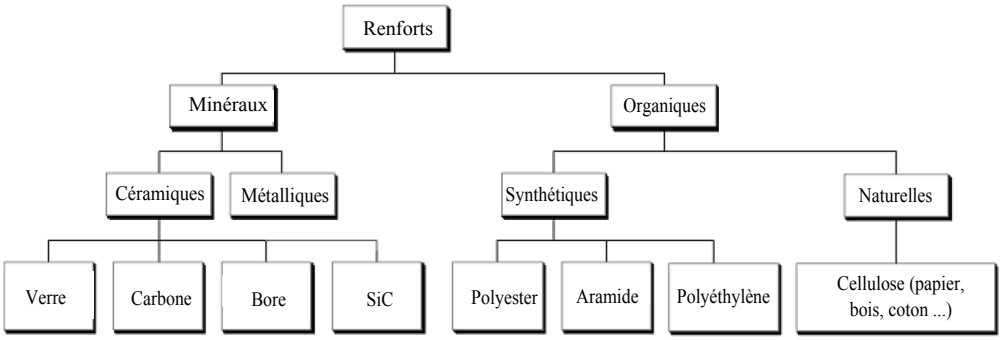


FIGURE 1.4 – *Différents types de renforts de base.*

Architecture des renforts

Les caractéristiques mécaniques des structures en composites sont améliorées en jouant sur la texture et la géométrie des renforts. De fait, les fibres peuvent être agencées soit de manière aléatoire, soit sous forme de mèches tissées les unes avec les autres. D'une manière générale, les renforts sont le plus souvent bidimensionnels et constituent la base du pli composite. En fonction des propriétés recherchées, il est possible de rencontrer diverses architectures de renforcements [figure (1.5)] :

- Les *mâts* : les fibres sont aléatoirement dispersées dans le plan du renfort et sont maintenues par un liant. Elles sont faciles à mettre en oeuvre et permettent de mouler des géométries complexes. Les taux de fibres obtenus sont en revanche faibles ce qui limite la plupart de leurs propriétés mécaniques par rapport aux renforts tissés. Les mâts offrent une bonne déformabilité pour le renforcement de forme complexe. Ils sont énormément utilisés en raison de leur faible masse surfacique.
- Les *unidirectionnels* : ces fibres sont toutes orientées dans la même direction et confèrent au pli de très bonnes propriétés mécaniques axiales. Dans la pratique, les unidirectionnels sont assez difficiles à mettre en oeuvre et doivent être placés judicieusement car ils ne procurent aucune résistance dans le sens de la trame.
- Les *tissus* ou les *mèches de fibres* sont le plus souvent orientés suivant deux directions orthogonales privilégiées constituées d'un entrecroisement de fils de chaîne et de fils de trame, les mèches de fibres sont tissées suivant différentes séquences. Les plus utilisées sont les armures taffetas, où les fils de chaîne et de trame s'entrecroisent alternativement, les armures satins où le fil de chaîne flotte au-dessus de plusieurs fils de trame, et les armures sergés.

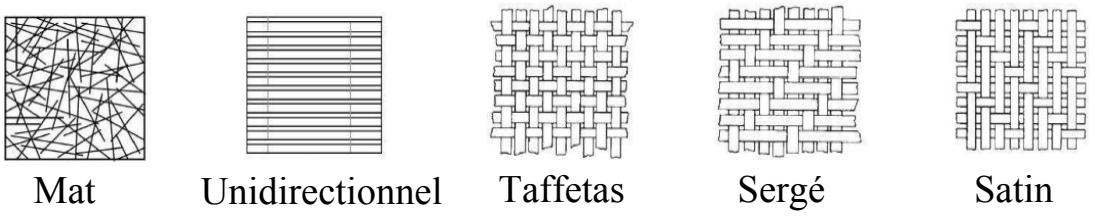


FIGURE 1.5 – *Différentes architectures des renforts.*

La construction navale utilise préférentiellement des renforts tissés, sous forme de nappes unidirectionnelles ou multidirectionnelles pour leurs performances mécaniques et leur rapport efficacité/cout [Taby et Høyning (1992)].

1.3.2.2 Matrice

Le rôle de la matrice est de transmettre les charges aux renforts. Elle sert également à protéger les fibres contre l'abrasion et l'environnement agressif, mais également à contrôler le fini de la surface.

Bien que les propriétés mécaniques de la matrice soient faibles devant celles des renforts, les performances des matériaux composites dépendent des propriétés et des liaisons entre les éléments de base qui le constituent.

Les matrices rencontrées dans le milieu naval [Tab. (1.2)]sont de deux natures : *thermoplastiques* et *thermodurcissables* [Parneix et Lucas (1998),Marquis *et al.* (2007)]. La distinction entre ces deux polymères se base sur la structure moléculaire des composés, et sur leur comportement vis-à-vis de la chaleur lors de leur utilisation [Biron (2004)]. Les thermoplastiques sont, pour la plupart, constitués d'un enchaînement unidimensionnel résultant de l'association de motifs simples. Sous l'effet de la chaleur, ces matrices peuvent être moulées et, en refroidissant, elles conservent la forme donnée. Elles gardent toujours et d'une façon réversible leur thermoplasticité initiale. Dans le cas des thermodurcissables, sous l'action de la chaleur par exemple, la réaction conduit à un réseau tridimensionnel résultant du pontage des chaînes. Suite à cette opération dénommée *réticulation*, la forme de la matrice est fixée et cette transformation est définitive.

Les choix des matrices dérivent des performances escomptées (comme les caractéristiques mécaniques, de tenue au feu, de vieillissement dans le milieu marin) mais aussi par l'adéquation avec le procédé de mise en oeuvre [Marquis *et al.* (2007)]. Ces matrices doivent par ailleurs être bon marché, ce qui réduit le nombre de solutions économiquement pertinentes disponibles.

Actuellement, la construction navale utilise de préférences les résines thermodurcissables (polyester insaturé, résine époxyde, vinylester et phénoliques). Pour certaines applications, il est possible de rencontrer des résines polyimides et/ou silicones. Les matrices thermoplastiques (PAEK, PPS, PES et PAS) peuvent apparaître comme des candidates potentielles, bien que le prix soit leur principal frein.

1.3.2.3 Matériau d'âme

Rappelons qu'un sandwich est composé d'une âme comprise entre deux parements. L'intérêt de l'âme réside dans les performances mécaniques de ce type de structure mais également dans ses propriétés thermiques. L'âme est nécessaire à l'écartement des deux parements afin de bénéficier au mieux de leurs propriétés mécaniques. Le matériau de faible densité, apporte au produit une bonne tenue à la flexion, aux efforts en compression et de cisaillement. Les liaisons à l'interface âme/peau constituent un élément déterminant qui influe sur les performances du sandwich. Par ailleurs, ses caractéristiques thermiques, phoniques mais également son coût, sont des paramètres importants dans le choix du matériau dans le domaine naval [Marquis *et al.* (2007)].

L'âme peut se présenter en :

- plastiques alvéolaires (phénolique, polyétherimides (PEI), polyuréthanes (PUR et PIR), polyméthacrylate-imide (PMI) et polychlorure de vinyle (PVC)
- mousse synthactique et silicone

TABLE 1.2 – *Caractéristiques générales des principales résines.*

	ATOUTS	**LIMITES D'UTILISATION**
Polyester, vinylester	Facilité d'utilisation Bon accrochage sur fibres de verre Assez bonne tenue chimique Assez bonne tenue thermique Prix réduit Translucidité possible	Propriétés mécaniques moyennes. Inflammabilité. Retrait important. Faible tenue à la chaleur. Durée de vie. Sensible à l'osmose. Faible tenue à l'humide.
Epoxyde	Propriétés mécaniques, chimiques, thermiques Retrait réduit. Auto extinguible Bonne adhérence sur fibres et métaux Mise en oeuvre sans solvant	Durée de cycle de polymérisation. Sensibilité aux chocs. Vieillissement. Coloration difficile. Sensibilité à l'humidité
Polyimide	Bon comportement à la fatigue Absence de fluage Faible coefficient de friction Résistance aux solvants. Tenue thermique (-200 à 300˚C). Pratiquement incombustible.	Sensible à l'hydrolyse. Transformation difficile. Prix très élevé.
Phénolique	Propriétés ignifugeantes Tenue thermique	Aspect de surface. Attaque les métaux. Prix élevé.
PAEK	Résistance à la fatigue et à l'abrasion Tenue thermique (350˚C) Réaction et tenue au feu.	Prix élevé. Absorption d'eau.
PPS	Réaction et tenue au feu Fluage Hydrolyse Tenue aux UV Bonne résistance chimique. Faible absorption d'eau.	Prix très élevé. Difficile à transformer. Résistance aux chocs. Attaqué par les chlorés.
PES PAS	Tenue aux IR Fluage Oxydation Hydrolyse Bon comportement thermique Bon comportement mécanique Bon comportement électrique.	Prix très élevé. Attaqué par les cétones. Attaqué faiblement par les UV. Attaqué par les solvants polaires. Attaqué par les aromatiques. Attaqué par les chlorés.

– plaques nervurées et nid d'abeille,
– éléments de bois (balsa et contreplaqué)

Le milieu de la construction navale utilise presque exclusivement des mousses plastiques alvéolaires à cellules fermées (à l'exception du bois de balsa et des nids d'abeilles). Actuellement, bien qu'il y ait certains inconvénients, le balsa semble un des matériaux les mieux adaptés pour une application navale en raison de ces propriétés mécaniques, son coût et son comportement au feu.

1.3.3 Produit étudié

Le produit étudié dans le cadre de cette thèse est un sandwich composite constitué de parements en stratifié polyester/verre de 3 mm d'épaisseur et d'une âme en balsa de 40 mm d'épaisseur. Le stratifié comporte de 70% de fibre de verre en masse. L'âme résulte d'un assemblage d'éléments de balsa de masses volumiques différentes, ce qui peut expliquer que pour une masse volumique nominale de 150 $kg.m^{-3}$, le pourcentage d'erreur du fournisseur soit égal à 30%.

Les paragraphes qui suivent vont présenter plus en détail chacun des éléments constituants ce dit sandwich.

1.3.3.1 Matrice : résine polyester insaturé

La résine polyester insaturée [Jannel (2004)] est le produit issu de la dissolution d'un pré-polymère polyester dans un diluant réactif copolymérisable. La synthèse de telles résines nécessite d'importants moyens industriels pour permettre d'assurer la production en quantités importantes. Le pré-polymère est tout d'abord synthétisé à température élevée (150 à 180°C) par polyestérification d'acides ou d'anhydrides saturés ou insaturés avec des polyols. Cette réaction est réversible : la vitesse et le degré de conversion dépendent de l'extraction de l'eau formée.

La première étape est la réaction d'estérification entre les diacides et les polyols selon l'équilibre suivant :

$$HOOC - R' - COOH + HO - R^{\bullet} - OH \rightleftharpoons HO - R^{\bullet} - COO - R' - COOH + H_2O$$

La seconde étape est la polycondensation du monoester qui conduit à la formation de chaînes linéaires de polyester :

$$n[HO - R - COO - R' - COOH] \rightleftharpoons HO - [R - COO - R' - COO-]nH + (n-1)H_2O$$

Lorsque les réactions d'estérification et de condensation sont terminées, le polyester est refroidi à une température intermédiaire permettant d'introduire un inhibiteur puis le diluant réactif. L'inhibiteur permet en captant les radicaux libres d'éviter tout avancement d'une éventuelle réaction, sous l'action de la température ou de rayonnement lumineux. A température ambiante, le pré-polymère polyester est un solide. Les diluants ou monomères utilisés (par exemple le styrène) sont liquides à température ambiante et jouent aussi le rôle de solvant. En ajustant le taux de monomère, le polyester solide est transformé en un liquide dont la viscosité est adaptée à l'utilisation souhaitée. Il s'agit alors de résine polyester, c'est à dire un pré-polymère polyester mis en solution dans un monomère réactif.

Les résines en polyester offrent un large choix de synthèses et leurs propriétés finales

sont conditionnées à la fois par la nature et par les proportions des constituants utilisés.

Habituellement, les résines comportent des acides saturés et insaturés :

- Le diacide insaturé le plus utilisé dans les polyesters est l'anhydride maléique. Son isomère trans, l'acide fumarique, peut aussi être employé pour obtenir une réactivité supérieure.

- Les acides saturés ont pour fonction d'espacer les pontages entre les différentes chaînes qui se forment, au moment de la copolymérisation, à partir des doubles liaisons (insaturations) des acides insaturés. Le principal acide saturé est l'acide phtalique qu'il est possible de trouver généralement sous sa forme anhydride : l'anhydride orthophtalique (OPA).

- D'autres acides sont aussi utilisés : l'acide isophtalique (IPA) qui améliore la résistance à l'hydrolyse, la résistance chimique et la tenue en température ; l'acide adipique (AA) pour augmenter la souplesse et la résistance aux chocs ; l'acide téréphtalique (TPA) qui confère aux résines une bonne résistance chimique et en température ; des acides chlorés ou bromés qui permettent d'améliorer la réaction au feu. Généralement, plus la proportion d'acide saturé est grande et plus les pontages entre les chaînes de polyester sont éloignés, moins la résine est réactive et plus elle est souple. Les principaux polyols employés pour réagir avec les acides sont :

  – le propylèneglycol (PG) est un diol classique qui assure au polyester insaturé une solubilité en toute proportion dans le styrène.
  – le diprodipropylèneglycol (DPG) et le diéthylèneglycol (DEG) apportent de la souplesse à la résine (légère chute du module d'Young et augmentation de l'allongement avant rupture sous l'effet de la traction).
  – le bisphénol A, qui procure des propriétés anticorrosives intéressantes ; les diols chlorés ou bromés afin d'améliorer les propriétés au feu ; le néopentylglycol (NPG) qui assure une bonne tenue à l'hydrolyse.

Au sein d'une résine polyester, le diluant réactif permet la mise en solution du polyester et participe à la copolymérisation en tant qu'agent de réticulation. Le styrène est le monomère réactif le plus utilisé, en raison de sa bonne compatibilité avec les pré-polymères, de sa température d'ébullition relativement élevée et de son coût attractif. La proportion de styrène varie de 30 à 45 % en masse suivant les formulations de résines et influence de manière significative les performances des polyesters. D'autres diluants réactifs sont également disponibles, mais leur emploi est marginal et ne concerne que des applications spécifiques.

Les résines polyesters sont actuellement les composites les plus utilisés en construction navale car elles associent à la fois des performances très acceptables, une grande flexibilité de mise en oeuvre et un coût modéré. Toutefois ces matériaux ont également pour particularité d'être combustibles. Les évolutions réglementaires relatives aux émissions de styrène risquent, toutefois, de compromettre l'utilisation des polyesters dans le milieu de la construction navale. Afin d'apporter une réponse à cette question, des études sont menées sur de nouvelles résines à faible émission de styrène (LES Low styrene Emission) [Baley *et al.* (2006)].

1.3.3.2 Renfort : fibres de verre

Brevetées par la société américaine Owens Illinois au cours des années 1930, les fibres de verre [Lamanche (1998)] constituent une avancée technologique récente

dans le milieu de la construction navale. Aussi mince qu'un cheveu, aussi résistante que l'acier, elles sont principalement employées comme renfort des stratifiés. Elles sont mises en oeuvre sous de multiples formes liées à la fois au type de polymère, aux applications et aux procédés de fabrication.

Les fibres de verre sont fabriquées à partir d'un mélange à base de silice SiO_2. En faisant varier la composition de ce mélange, il est possible de rencontrer des fibres de verre E, S ou R pour des applications mécaniques plus sévères, les fibres de verre C pour des applications chimiques et D pour des applications diélectriques. Rappelons que les fibres de verre E constituent le principal renfort des produits composites de grande diffusion et entrent dans la composition de plus de 95 % des matériaux composites présents sur le marché.

Les fibres de verre possèdent des propriétés spécifiques (incombustibilité, insensible aux variations thermiques et hygrométriques, un coefficient de dilatation peu élevé, une faible conductivité thermique, une perméabilité diélectrique et une haute résistance aux agents chimiques....). Elles nécessitent toutefois un traitement de surface, en particulier, pour améliorer leur adhésion avec les matrices. Dans un stratifié, elles constituent une fraction volumique comprise entre 30 à 70 %. En comparaison avec l'acier, des pièces composites renforcées de verre permettent une réduction du poids (d'environ 30%) pour des propriétés thermomécaniques similaires.

1.3.3.3 Matériau d'âme : balsa

Originaire d'Amérique du Sud, principalement d'Equateur, le balsa est un bois particulièrement léger [Easterling *et al.* (1982), Tagarielli *et al.* (2005)]. Connu également sous le nom d'Ochroma pyramidal, il appartient à la famille des bombacacées. La figure (1.6) présente la structure générale du bois de balsa.

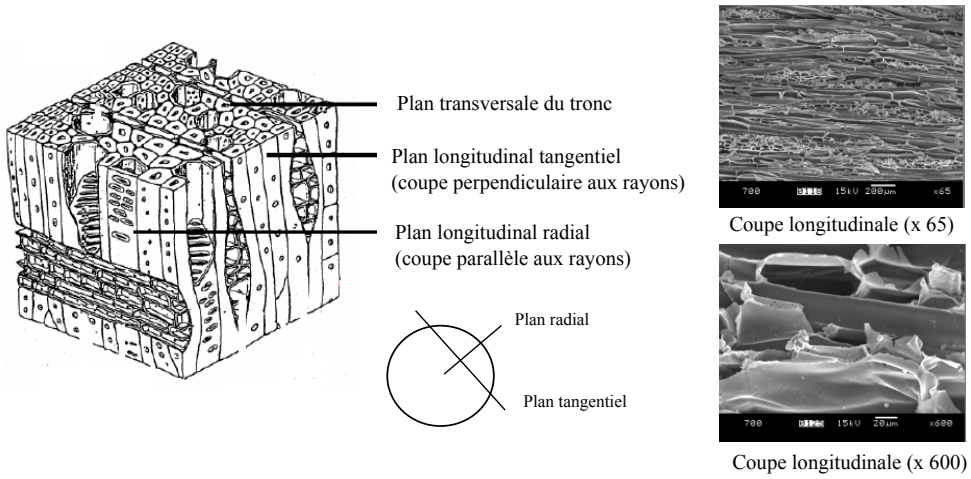


FIGURE 1.6 – *Schéma de coupe du balsa. Images MEB de la coupe du balsa.*

Son utilisation pour la réalisation de bateaux est ancienne [Heyerdahl (1952)]. Depuis son utilisation par la marine américaine dans les années 40, le secteur de la construction navale utilise le balsa comme âme de panneaux sandwichs. Sa légèreté, son isolation thermique et phonique, son aptitude à ne pas se déformer lors de variations thermiques et hautes températures, et son comportement vis à vis du

feu sont les principales qualités de ce matériau d'âme. Celui-ci vient souvent en complément de matériaux composites synthétiques, et peut donc être utilisé dans des structures sandwich. Cette technique optimise les qualités intrinsèques de chacun des composants employés.

Le balsa, dans un matériau sandwich, peut être utilisé sous la forme dite de "bois debout", les fibres étant orientées perpendiculairement aux parements. Il peut apparaître dans une configuration dite "bois de fil", les fibres étant alors orientées parallèlement des parements. Cette dernière configuration confère à l'âme une bonne résistance à la flexion mais réduit ses propriétés de compression et le rend en outre fortement perméable à l'eau.

1.4 Les outils

Cette section décrit les différents outils utilisés au cours de cette thèse pour répondre à la problématique.

Dans un premier temps, les dispositifs expérimentaux disponibles au sein du laboratoire pour évaluer la contribution au feu du matériau sont exposés. Ces bancs doivent permettre de qualifier et de quantifier les données nécessaires à la modélisation.

Soucieux des défis relatifs à la modélisation numérique, la seconde partie de cette section décrit brièvement l'outil de simulation disponible. Les données matériaux indispensables pour prédire la dégradation de la phase solide sont ensuite abordées.

1.4.1 Outils expérimentaux

1.4.1.1 Echelle matière

Analyse thermogravimétrique

Principe générale de l'analyse thermogravimétrique

La plupart des phénomènes physico-chimiques se caractérisent par des variations de masse des échantillons réactifs lorsque ces échantillons sont soumis à des conditions d'environnement diverses, tel que, un changement de température.

L'analyse thermogravimétrique (ATG) en condition dynamique va être utilisée dans le cas présent pour étudier la dégradation thermique de la phase solide d'un matériau élémentaire[6]. En outre, ce dispositif permet d'identifier les phénomènes physico-chimiques mis en jeu et d'étudier l'influence de l'environnement (la température, l'atmosphère et la vitesse de chauffe) sur ces processus de transformations. L'analyse ATG va servir en sus à l'élaboration d'un modèle phénoménologique de décomposition thermique. Cette partie sera traitée dans le chapitre (3.1).

Le principe consiste à mesurer au cours du temps l'évolution de la masse d'un

6. Ce terme désigne un élément unitaire, homogène, isotrope, de masse faible et de taille millimétrique.

solide polymère soumis à un cycle thermique. Cette technique caractérise la décomposition et la stabilité thermique et peut déterminer les cinétiques des processus physico-chimiques de l'échantillon. L'analyse est traitée de manière succincte en émettant de nombreuses hypothèses :

- le matériau est thermiquement fin (i.e. que la température est homogène dans l'échantillon) ;
- la température et la concentration du gaz vecteur autour de l'échantillon sont homogènes ;
- la décomposition se produit en surface ;
- la diffusion gazeuse (combustible et oxydant) est négligée ;
- la particule affecte peu l'écoulement des fluides ;
- les transferts de chaleur avec l'environnement sont négligeables ;
- la phase solide et la phase gazeuse sont en équilibre thermodynamiques ;
- la pression locale est faible.

Ces simplifications réduisent considérablement les interprétations expérimentales. Elles admettent que les phénomènes observés résultent uniquement de la décomposition thermique et des éventuels bruits de fond [Bustamante Valencia (2009)].

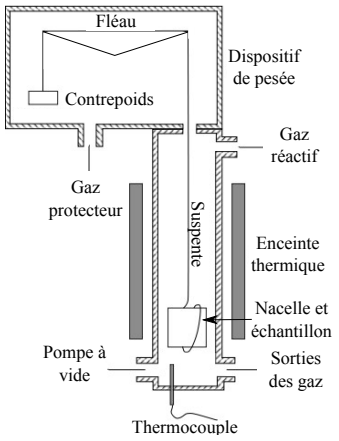


FIGURE 1.7 – *Schéma de principe d'un ATG à fléau*

Le dispositif de mesure d'un ATG à fléau est présenté sur la figure (1.7). Une nacelle contenant quelques milligrammes de matière est placée dans un four dans un milieu oxydant ou inerte. Le dispositif de mesure se compose typiquement d'une enceinte étanche permettant de contrôler l'atmosphère de l'échantillon, d'un four permettant de gérer la température, d'un module de pesée (microbalance), et d'un thermocouple pour mesurer la température.

Limites

En regard des résultats, il faut cependant rester vigilant quant à l'interprétation des informations fournies par une expérience d'ATG. En effet, ces simples données de perte de masse ne permettent pas de définir le mécanisme de décomposition. Celles-ci peuvent être influencées par certains paramètres expérimentaux tels que :

- la masse et les dimensions de l'échantillon ;
- la vitesse de chauffe ;
- et la nature et la composition de l'atmosphère dans la zone de réaction.

Protocole expérimentale utilisé dans le cadre de l'étude

La caractérisation du processus de décomposition par ATG d'un élément qui peut être exposé à un feu, requiert de réaliser les essais correspondants dans des conditions proches des conditions minimales d'incendie. Malgré cela, il faut rester vigilant quant aux vitesses de chauffe adoptées. En effet, les expériences ATG montrent que :

- la cinétique de pyrolyse peut diminuer avec l'augmentation de la vitesse de montée ($\beta > 10\ K.min^{-1}$) suite à des problèmes de diffusion thermique et gazeuse qui peuvent engendrer une surpression locale et un déplacement de l'équilibre thermodynamique chimique.
- un gradient thermique peut apparaître pour des échantillons de taille millimétrique lorsque que β est proche de 100 $K.min^{-1}$ et générer une surpression locale significative.

C'est à la lumière de ces remarques que trois vitesses de chauffe 10, 20 et 50 $K.min^{-1}$ ont été prédéfinies. Bien que ces valeurs soient très inférieures à celles rencontrées lors de feux réels (β > 100 $K.min^{-1}$, elles ont été adoptées car elles permettent de bien dissocier les réactions. Les expériences réalisées dans la suite de cette étude ont été effectuées en mode dynamique suivant un cycle thermique :

- chauffe de 20 à 120°C à la vitesse souhaitée β (10, 20 ou 50 $K.min^{-1}$) ;
- isotherme de 30 minutes ;
- chauffe jusqu'à 600°C à la vitesse souhaitée (10, 20 ou 50 $K.min^{-1}$).

Toutes ces expériences sont menées avec des échantillons de masses identiques, afin d'observer uniquement l'influence de l'environnement.

Á l'issue de ces expériences, des thermographes fournissent des informations sur la stabilité thermique des matériaux, reportant entre autre l'évolution en température $T(t)$ de la masse normalisée $m^*(t) = m(t)/m_0$ (où m est la masse de l'échantillon, m_0 est la masse initiale) et de la vitesse de dégradation normalisée $\dot{m}^*(t) = dm^*(t)/dt$ ou NMLR (*Normalized Mass loss rate* en anglais).

Four tubulaire

Le four tubulaire (FT) ne vise pas à reproduire les conditions réelles d'une inflammation, mais à permettre l'analyse des effluents gazeux issus de la dégradation du matériau dans des conditions de laboratoire spécifiées. Ce dispositif de mesure couplé à un analyseur de gaz va être utilisé en complément de l'ATG pour étudier la dégradation thermique et quantifier les produits toxiques majeurs. Le dispositif de mesure est illustré sur la figure (1.8).

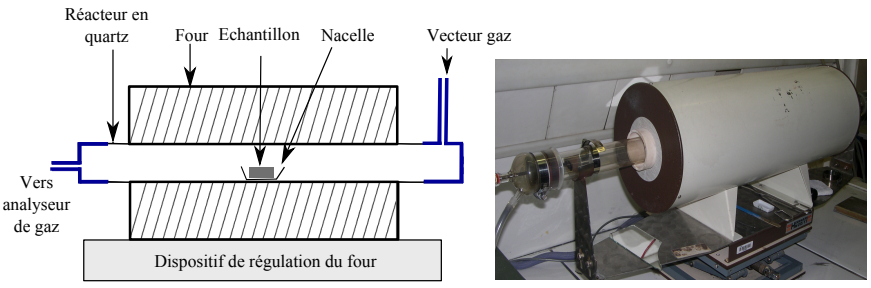


FIGURE 1.8 – *Schéma de principe d'un four tubulaire*

La partie centrale du montage est constituée d'un four tubulaire horizontal et d'un réacteur en quartz en partie disposé à l'intérieur de celui-ci. Le four est relié à un dispositif de régulation de température qui permet de fixer une rampe de montée en température afin d'étudier l'impact de la vitesse de chauffe. Un thermocouple de type K placé au centre du réacteur permet de mesurer la température à l'intérieur de celui-ci, avant introduction du combustible.

Une prise d'essai de quelques grammes de matière est introduite au moyen d'une nacelle en silice au centre du four tubulaire initialement à 20°C. L'essai est réalisé en régime dynamique avec une vitesse de chauffe d'environ 10 $K.min^{-1}$ jusqu'à 700°C.

Les effluents de combustion sont ensuite aspirés en continu à la sortie du four tubulaire à un débit de 8 $L.min^{-1}$ et transférés vers la cellule de mesure d'un IRTF au moyen d'une ligne de prélèvement. L'analyseur IRTF du LNE est présenté dans le paragraphe qui suit. L'analyse des gaz est réalisée conformément aux recommandations des normes NF ISO 19702 (2006) et NF X70-100-1 (2006).

Ce dispositif de mesure permet d'étudier le processus de dégradation dans des conditions les plus défavorables, car les flux gazeux sont très concentrés. Toutefois, il faut souligner que les conditions de combustion évoluent en fonction des vitesses de combustion car le dispositif ne maintient pas les conditions d'essais. De plus, la représentativité des taux de productions d'espèces obtenus à cette échelle est difficilement extrapolable aux échelles supérieures.

Analyse des gaz par IRTF.

L'ATG et le FT sont des dispositifs de mesure qui ne permettent pas de donner la nature des gaz rejetés lors de la dégradation thermique. Cette détermination est réalisée au moyen d'un spectromètre infrarouge à transformée de Fourier (IRTF). Le couplage ATG-IRTF et FT-IRTF va donc permettre de suivre en continu l'évolution de la dégradation thermique et l'analyse des gaz émis au cours de ces transformations.

Des couplages ont également été réalisés, suivant le même principe, au cône calorimètre, Medium Burning Item et le Single Burning Item pour suivre en continu l'évolution des dégagements d'espèces lors de la combustion des produits étudiés. Ce point sera traité plus en détail dans la suite de ce mémoire.

Principe de la spectrométrie infrarouge

Le principe de la spectroscopie infrarouge [Fig. (1.9)] est l'excitation des liaisons moléculaires d'un échantillon par un rayonnement infrarouge[7] de 2,5 a 50 μm, correspondant au moyen infrarouge, de 200 a 4000 cm^{-1}. Des absorptions spécifiques situées dans cette gamme de fréquence (nombre d'onde) permettent d'obtenir des informations riches sur la structure des composés, telle une empreinte chimique. Lorsque la fréquence d'excitation est égale à la fréquence mécanique de vibration des atomes, toute ou une partie de l'énergie de la radiation émise sera transmise à la liaison. Les bandes d'absorption sont alors caractéristiques des vibrations d'élongation

7. Lorsqu'un matériau est soumis à un rayonnement infrarouge, les longueurs d'ondes absorbées sont caractéristiques des liaisons chimiques des molécules qui le constituent. L'énergie interne est quantifiée et n'absorbe que les fréquences ν dont l'énergie $h\nu$ correspond à la différence entre deux niveaux d'énergie de la molécule.

(symétrique ou asymétrique) et des vibrations de déformation angulaire : rotation plane (*rocking*), cisaillement (*scissoring*), balancement (*wagging oop*) et torsion (*twist oop*).

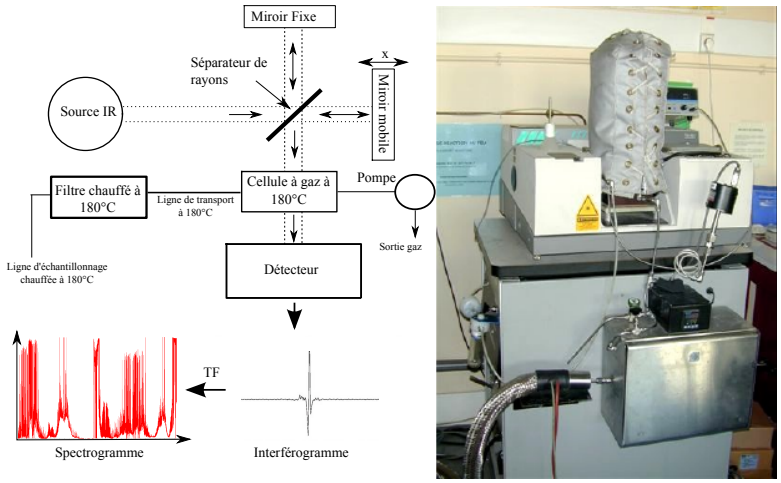


FIGURE 1.9 – *Schéma de principe d'un analyseur IRTF*

Dans un dispositif à Transformée de Fourier (IRTF), le faisceau infrarouge provenant de la source est dirigé vers un interféromètre de Michelson. Par un mouvement oscillatoire du miroir mobile, l'intensité du faisceau est modulée suite à un déphasage des longueurs d'ondes créant des interférences. L'interférogramme obtenu est alors converti par transformée de Fourier [8]. Une mesure est réalisée à deux reprises : une sans échantillon et une autre avec échantillon étant donné que l'appareil est de type monofaisceau. Le spectre d'absorption de l'échantillon est alors la soustraction des deux spectres.

Couplage avec un analyseur IRTF

Lorsqu'un échantillon est soumis à analyse thermique en condition dynamique, il est possible de prélever en continu les effluents gazeux et de les analyser par IRTF. L'ensemble des informations connectées permet d'analyser simultanément des gaz qualifiables et quantifiables. Pour cela le spectromètre IRTF est positionné en bout de ligne du banc d'essai. Les composés gazeux extraits en continu sont transportés par le gaz vecteur à travers une ligne de transfert chauffée. La cellule gaz ainsi que les lignes d'alimentations sont chauffées et l'hypothèse est faite que, dans ces conditions, la pression partielle des différents constituants du mélange des produits de dégradation est suffisamment faible pour éviter leur condensation. Un faisceau infrarouge traverse la cellule à gaz de sorte que les composés gazeux soient analysés en transmission comme l'illustre la figure (1.9). Les spectres sont alors calculés selon un algorithme provenant directement des données de l'interféromètre.

Analyseur IRTF du LNE

8. La transformée de Fourier est une opération mathématique qui permet de convertir l'interférogramme mesuré en fonction du temps, en un spectre d'absorption en fonction de la fréquence. Le principal avantage de cette technique est le gain de temps pour obtenir un spectre intégral.

L'IRTF utilisé par le Service Central d'Analyse n'étant pas identique à celui utilisé par le LNE, les propos cités dans ce paragraphe ne sont valables que pour l'analyseur du LNE.

L'IRTF du LNE est composé d'une cellule de 2 litres de volume, chauffée à 180°C et régulée à 650 torrs. Celle-ci est parcourue par un faisceau infrarouge polychromatique de 10 mètres de trajet optique. A la sortie, le signal est mesuré par un détecteur métallique (MCT-A).

Chaque spectre infrarouge obtenu par l'interféromètre est dans un premier temps analysé qualitativement par comparaison à des spectres de gaz pur issus de bibliothèques informatiques. L'analyse qualitative n'est possible que pour des gaz présentant un moment dipolaire, et présents en concentration suffisante dans les effluents de combustion.

L'analyseur IRTF du LNE permet de quantifier 15 gaz : CH_4, C_2H_2, C_2H_4, CO, CO_2, H_2O, HCl, $HCOH$, HCN , HBr, NH_3, NO, NO_2, $N2O$, SO_2, et d'accéder à des informations qualitatives de milliers de gaz. La quantification est réalisée au moyen d'un calcul matriciel appelé " Classical Least Square ". Ce programme de calcul est alimenté d'une part par un spectre échantillon, et d'autre part par un ensemble de spectres calibrés de gaz purs qui permettent un étalonnage de l'appareil. Les limites de détection des gaz quantifiables sont données dans le tableau (1.3). Pour les gaz dont l'analyse quantitative est possible, le dépouillement des spectres permet d'établir la cinétique de dégagement de l'espèce. L'intégration de ces courbes permet le calcul du dégagement gazeux total issu de l'échantillon, exprimé en *mg* de gaz produit par gramme de matériau brûlé.

Table 1.3 – *Analyse quantitative et limite de détection des gaz.*

	GAZ	Limite basse [ppm]
CH_4	Méthane	5,0
C_2H_2	Ethyne	1,0
C_2H_4	Ethène	2,3
CO	Monoxyde de carbone	2,0
CO_2	Dioxyde de carbone	29
H_2O	Vapeur d'eau	21,1
HCl	Acide chlorhydrique	1,2
HBr	Bromure d'hydrogène	6.0
HCN	Cyanure d'hydrogène	1,5
$HCOH$	Methanal Formaldéhyde	15,0
NO	Monoxyde d'azote	2,5
NO_2	Dioxyde d'azote	3,0
NH_3	Ammoniac	0,5
N_2O	Protoxyde d'azote	7,0
SO_2	Dioxyde de soufre	4,3

Comme le notent divers auteurs [Shafizadeh (1984), Di Blasi (1998)], les cinétiques de décomposition et la proportion des différents produits issus de la décomposition dépendent fortement des conditions dans lesquelles se déroule la pyrolyse. Par conséquent, les résultats présentés dans la suite de ce mémoire sont donc relatifs et spécifiques aux conditions d'essai.

1.4.1.2 Echelle matériau

Cône calorimètre

Généralité

Cet essai correspond à la norme ISO 5660-1 (2002), aux circulaires OMI MSC/Circ.1006 (2001) et OMI MSC.**40** (64). Le dispositif de mesure va permettre d'étudier le comportement au feu des matériaux. Il sera possible d'en déduire l'influence de l'éclairement énergétique sur le processus de dégradation thermique. Ce point sera traité dans le chapitre (3.2).

Le cône calorimètre est un dispositif de mesure, développé au NIST (National Institute of Standards and Technology) par Babrauskas (1984), permettant l'évaluation du taux de dégagement de chaleur ($\dot{Q}$ ou HRR : heat release rate) d'un matériau lors de sa combustion. Le principe de mesure est présenté plus en détail en annexe (A.2). Le dispositif de mesure est illustré par la figure (1.10).

L'éprouvette, parallélépipédique, de dimension 100 mm x 100 mm et d'épaisseur finie est placée dans un porte-éprouvette normalisé (la face arrière de l'échantillon testé est isolée avec une laine de silice standard). Celui-ci est positionné sur une balance de pesée en continu, préalablement tarée. La surface de l'échantillon est soumise à un éclairement énergétique d'une source radiative. Une résistance électrique chauffante a été choisie comme source de rayonnement pour le cône calorimètre car, dans les systèmes de chauffages disponibles, c'est le dispositif qui se rapproche du comportement d'un corps gris proche de celui des suies. C'est un aspect important à prendre en compte car la réponse d'un matériau comme le délai d'inflammation par exemple peut dépendre le la longueur d'onde du rayonnement. L'éclairement énergétique est émis par un cône tronqué. L'orifice évite de perturber la flamme mais également que le matériau soit soumis à un point chaud là où le facteur de forme géométrique de rayonnement est maximum. L'ignition pilotée est provoquée par une étincelle initiée par des électrodes.

Pour chaque niveau de flux, la consigne du régulateur du radiateur conique est préalablement ajustée au moyen d'un fluxmètre thermique étalonné. L'étalonnage de la mesure du taux de dégagement de chaleur est préalablement réalisé par combustion de gaz méthane délivré par un débitmètre massique étalonné.

Le dispositif de mesure permet également des acquisitions simultanées et en dynamique de données complémentaires liées à la combustion telles que l'opacité des fumées (détection laser) ou les teneurs en monoxyde et en dioxyde de carbone (absorption IR). Une qualification et une quantification des phénomènes liés au feu est donc possible. En plus du dispositif de mesure, le banc a été équipé d'un IRTF afin d'étudier les gaz émis lors de la décomposition du matériau.

Limites

En regard des résultats, il faut cependant rester vigilant quant aux données fournis par une expérience au cône calorimètre. Outre l'incertitude expérimentale, la mesure du débit calorifique induit de connaître la quantité constante de chaleur dégagée par unité de masse d'oxygène consommée dans le cas d'une combustion complète par le

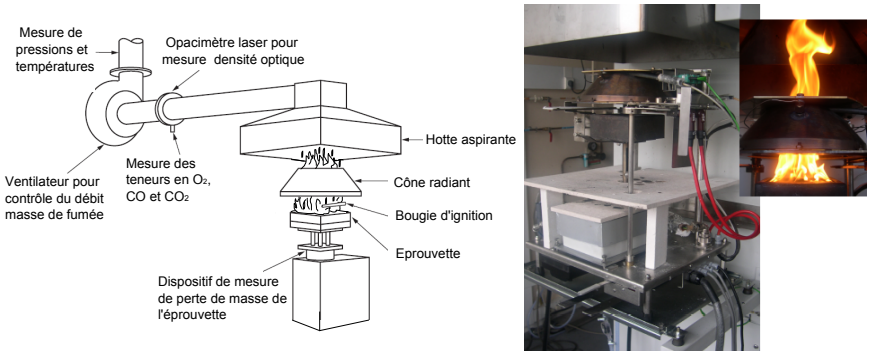


FIGURE 1.10 – *Schéma de principe du cône calorimètre selon la norme ISO 5660-1 (2002).*

matériau [Thornton *et al.* (1917)]. Cette valeur définie par défaut à $13,1.10^3\ kJ.kg^{-1}$ ($0,7.10^3\ kJ.kg^{-1}$) varie en fonction de la nature des matériaux.

Outre cela, les résultats dépendent fortement de la masse volumique apparente de la laine de silice utilisée en face arrière de l'échantillon.

Protocole

Lors d'un incendie, les gaz peuvent atteindre des températures supérieures à 1 000°C si bien que l'éclairement énergétique induit en direction des parois peut être de l'ordre de 150 $kW.m^{-2}$. Babrauskas (1984) spécifie que tester des matériaux à des conditions si extrêmes n'est pas nécessaire. Toutefois, si des conditions d'incendie postérieures à l'embrasement généralisé doivent être reproduites expérimentalement, des rayonnements de l'ordre de 75 $kW.m^{-2}$ doivent être générés et de préférence proches de 100 $kW.m^{-2}$. De fait, dans cette étude, les analyses sont réalisées pour trois conditions de développement de feu :

- un flux incident de 35 $kW.m^{-2}$ (début de feu, pyrolyse avant flashover),
- un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$ (feu pré-flashover),
- un flux incident de 75 $kW.m^{-2}$ (stade post-flashover).

A l'issue des tests, de nombreuses informations sont collectées, les plus significatives étant détaillées dans la table (1.4).

Toutefois, l'utilisation uniquement réglementaire du cône calorimètre (35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$) ne permet d'obtenir que des données de portée limitée. Pour ce faire, des analyses complémentaires à l'aspect normatif sont nécessaires afin de caractériser correctement le comportement au feu du matériau. Elles permettent de définir l'ensemble des données relatives à la capacité des matériaux à s'enflammer et à générer de la chaleur lorsqu'ils brûlent. C'est en réalisant les essais dans différentes configurations, à différents flux, et avec un post-traitement spécifique des données qu'il est possible de déterminer des données ignitions intrinsèques au matériau, tels que le flux minimum d'ignition, la température d'inflammation et l'effusivité thermique.

Cône calorimètre avec atmosphère contrôlée

Généralité

TABLE 1.4 – *Principaux paramètres d'un test au cône calorimètre*

PARAMETRE		UNITE	DEFINITION
Temps d'ignition	t_{ig}	$[s]$	*Temps nécessaire à l'allumage de la surface du matériau*
Débit calorifique moyen	$\overline{\dot{Q}}''$	$[kW.m^{-2}]$	*Taux de dégagement de chaleur moyenne exprimé par unité de surface.*
Débit calorifique maximum	$\dot{Q}''_{max}$	$[kW.m^{-2}]$	*Taux de dégagement de chaleur maximum exprimé par unité de surface.*
Taux maximum moyen du débit calorifique	MAHRE	$[kW.m^{-2}]$	*Taux moyen maximum de dégagement de chaleur exprimé par unité de surface.*
Chaleur totale dégagée	THR	$[MJ.m^{-2}]$	*Energie totale dégagée durant la combustion vive du matériau, exprimée par unité de surface, calculée entre le temps d'ignition et le temps d'extinction (représente mathématiquement l'intégrale de la courbe de HRR).*
Taux de perte de masse maximum	$\dot{m}_{max}$	$[g.s^{-1}]$	*Vitesse de perte de masse maximale durant la combustion.*
Enthapie de combustion effective	$\triangle h_{c,eff}$	$[kJ.kg^{-1}]$	*Chaleur de combustion d'une substance lorsque la combustion est incomplète dans des conditions spécifiées.*
Dégagement de fumée total	TSR	$[m^2.m^{-2}]$	Dégagement total de fumée exprimé par unité de surface
Masse de CO par unité de masse de matériau brûlé	Y_{CO}	$[kg.kg^{-1}]$	*Masse de monoxyde de carbone produit durant la combustion, exprimée par unité de masse de matériau brûlé.*
Masse de CO_2 par unité de masse de matériau brûlé	Y_{CO_2}	$[kg.kg^{-1}]$	*Masse de dioxyde de carbone produit durant la combustion, exprimée par unité de masse de matériau brûlé.*
Taux de résidu	ζ	[%]	*Quantité de résidu restant à la fin de l'essai.*

Ce dispositif quasiment similaire au cône calorimètre standard, est utilisé pour étudier l'influence de la concentration d'oxygène sur le processus de dégradation thermique et la combustion. Il permet également d'étudier l'influence de l'atmosphère de dégradation à différents flux incidents. Toutefois, ce point ne sera pas étudié ; les essais présentés dans ce mémoire sont simplement réalisés à 50 $kW.m^{-2}$

Les essais en cône calorimètre avec atmosphère contrôlée [Fig.(1.11)] permettent d'enregistrer les températures de dégradation ainsi que la vitesse de perte de masse du combustible en fonction de la richesse locale et du niveau d'irradiance. Il dispose d'une chambre de pré-mélange permettant de contrôler les quantités d'azote et d'oxygène injectées dans la chambre de combustion. Le caisson étanche dispose d'une balance avec un support normalisé. Avant chaque essai, la concentration en oxygène est vérifiée à l'aide de l'analyseur d'oxygène équipant le banc d'essai.

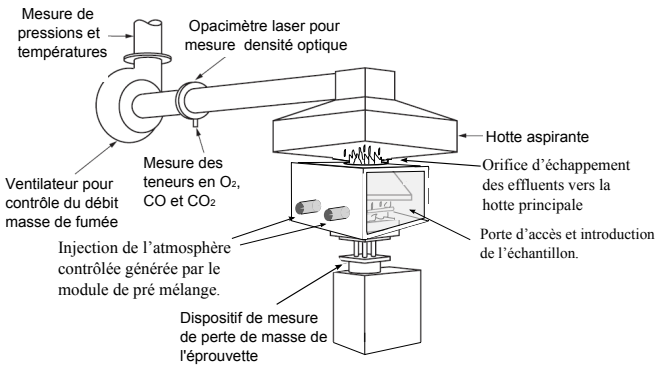


FIGURE 1.11 – *Schéma de principe du cône calorimètre avec atmosphère controlée.*

L'atmosphère de combustion varie d'une concentration locale de 0% d'oxygène à 21 %. Cela permet d'étudier au-delà de la pyrolyse et de la combustion le fait que le feu soit plus ou moins confiné. Ce dispositif de mesure va permettre en outre de quantifier les taux de productions des espèces chimiques en fonction de la teneur en oxygène.

Limites

Les limites définies dans la section précédente s'appliquent également à ce banc. Les produits de combustions peuvent par ailleurs s'oxyder à la sortie de l'atmosphère contrôlée et donc biaiser les mesures. Enfin, on peut se demander si les conditions globales d'oxydation au sein du caisson sont identiques à la condition locale au niveau de l'éprouvette.

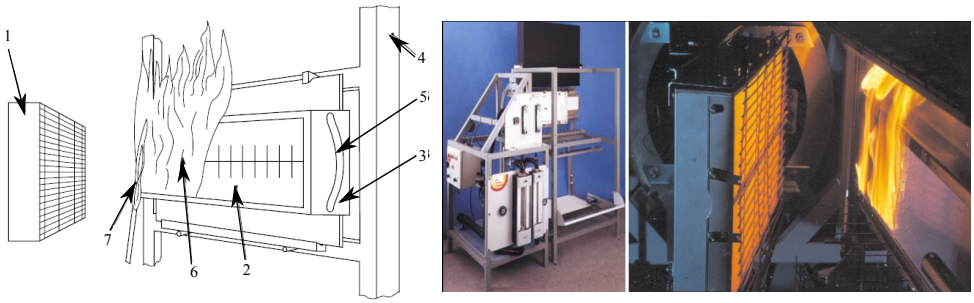
1.4.1.3 Echelle produit semi-fini

Panneau radiant OMI (PR)

Généralité

L'Organisation Maritime Internationale a défini des exigences particulières concernant le comportement au feu des matériaux de finition utilisés à bord des navires pour les surfaces des cloisons, des plafonds et des sols. Ceux-ci doivent respecter des critères d'allumabilité de surface et de propagation de flammes, ainsi que des critères de dégagement de chaleur lorsqu'ils sont évalués selon la Partie 5 de l'Annexe 1 de la Résolution OMI MSC.**61** (67) qui s'appuie sur la Résolution OMI A.653 (16). La méthode est similaire à celle décrite dans la norme NF ISO 5658-2 (2007) avec néanmoins quelques spécificités.

L'essai consiste à soumettre une éprouvette rectangulaire (800 mm $\times$ 155 mm) verticale à un gradient de flux compris entre 50,5 $kW.m^{-2}$ et 1,5 $kW.m^{-2}$, produit par un panneau radiant alimenté par un mélange méthane-air ou acéthylène/air selon les référentiels. Une veilleuse, alimentée par un mélange propane-air, située à l'extrémité la plus chaude de l'éprouvette, permet le cas échéant d'enflammer les gaz libérés. Le principe est présenté sur la figure (1.12).



1 : Panneau radiant vertical incliné de 15° par rapport à l'épourvette
2 : Eprouvette
3 : Porte-éprouvette
4 : Cadre supportant le porte éprouvette
5 : Poignée
6 : Front de flamme
7 : Flamme pilote

FIGURE 1.12 – *Schéma de principe du panneau radiant OMI selon la norme NF ISO 5658-2 (2007).*

L'ensemble est placé dans une hotte sous ventilation contrôlée afin de diriger les produits de combustion, via un conduit spécifique, vers un équipement de mesure de débit calorifique (HRR ou $\dot{Q}$). Le principe de la mesure du $\dot{Q}$ repose sur la calorimétrie par méthode thermique.

Ce banc expérimental va permettre d'étudier l'extension de la propagation latérale, contre-courant à l'oxydant. Ces différents résultats expérimentaux vont par la suite servir à valider les prédictions numériques de propagation sur des produits semi-finis. A l'issue des tests, de nombreuses informations sont collectées, les plus significatives étant détaillées dans le tableau (1.5).

Limites

Il faut cependant rester prudent quant aux résultats obtenus par une expérience au panneau radiant OMI. En effet, l'approche par méthode thermique (par thermocouple) pour mesure débit calorifique n'est pas aussi précise que celle par déplétion d'oxygène et peut donc générer un biais important. Citons ensuite, les conditions limites thermiques en face arrière qui peuvent avoir une influence considérable sur la propagation en surface. Enfin, la mesure de la propagation préconisée dans la norme est obtenue visuellement.

TABLE 1.5 – *Principaux paramètres d'un test au panneau radiant*

PARAMETRE		UNITE	DEFINITION
Temps d'ignition	t_{ig}	$[s]$	*Temps nécessaire à l'allumage de la surface du matériau*
Vitesse de propagation latérale	v_{fl}	$[m.s^{-1}]$	*Vitesse de progression du front de flamme dans une direction latérale sur la longeur de l'éprouvette sous l'influence d'un éclairement énergétique imposé*
Flux énergétique critique lors de l'extinction	$\dot{q}''_e$	$[kW.m^{-2}]$	*Flux énergétique incident à la surface d'une éprouvette au point situé sur son axe médian horizontal où la flamme cesse d'avancer et peut donc s'éteindre par la suite.*
Débit calorifique	$\dot{Q}''$	$[kW.m^{-2}]$	*Taux de dégagement de chaleur moyenne exprimé par unité de surface.*

Médium Burning Item (MBI)

Généralité

Le Medium Burning Item (MBI) NF ISO 21367 (2007) est un dispositif de mesure développé au LNE permettant l'évaluation du taux de dégagement de chaleur d'un matériau vertical lors de sa combustion. Ce banc permet également d'étudier la propagation ascendante, descendante et latérale des flammes ainsi que le transfert thermique au sein du matériau. Une qualification et une quantification des phénomènes liés au feu sont donc possibles. Un schéma général du dispositif d'essai est présenté sur la figure (1.13). Les essais sont réalisés selon la norme NF ISO 21367

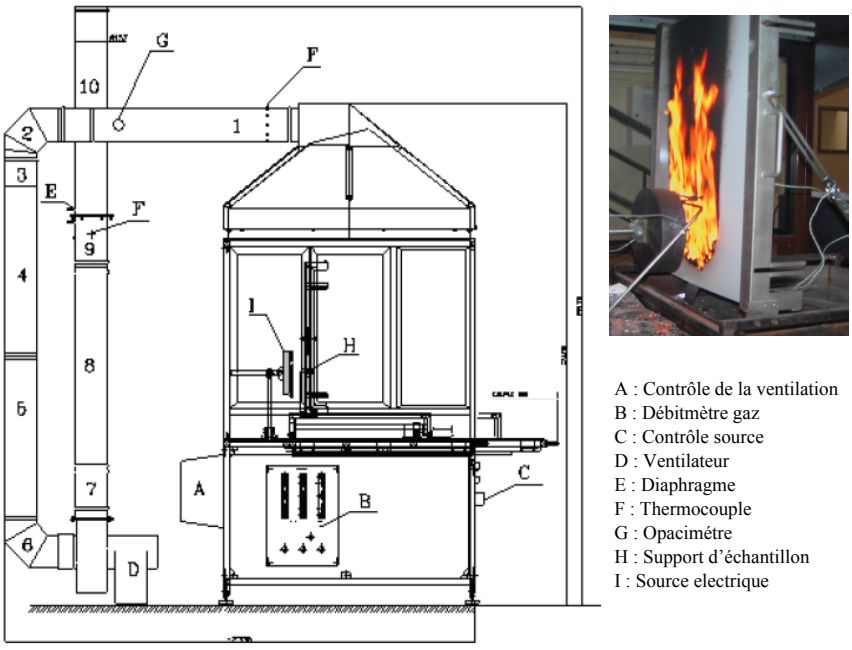


FIGURE 1.13 – *Schéma de principe du médium burning Item selon la norme NF ISO 21367 (2007).*

(2007). L'éprouvette de 700 mm × 500 mm est placée sur un support vertical à 50 mm d'un élément radiant électrique délivrant un éclairement énergétique incident moyen

de 10-60 $kW.m^{-2}$ sur une surface de l'ordre de 300 cm^2 localisée dans le tiers inférieur de l'éprouvette. Un dispositif d'inflammation (brûleur à mélange air/propane) complète l'élément radiant. Les flammes pilotes, d'environ 20 mm de longueur, sont au contact de l'éprouvette et permettent l'inflammation des gaz pyrolytiques.

L'ensemble est placé dans une hotte sous ventilation contrôlée afin de diriger les produits de combustion, via un conduit spécifique, vers un équipement de mesure de débit calorifique (HRR ou $\dot{Q}$). Le principe de la mesure du $\dot{Q}$ repose également sur la calorimétrie par déplétion d'oxygène. Le dispositif permet des acquisitions simultanées et en dynamique de données complémentaires de la combustion telles que la perte de masse (thermo-balance), l'opacité des fumées (détection laser) ou les teneurs en monoxyde et en dioxyde de carbone. En plus du dispositif de mesure, le banc a été équipé d'un IRTF afin d'étudier les gaz émis lors de la décomposition du matériau.

Limites

L'évaluation de la position du front de flamme et du front de pyrolyse verticale reste délicate à mesurer. Les tranches supérieures et inférieures de l'éprouvette ne sont pas protégées, si bien qu'il est parfois possible d'observer l'inflammation de celles-ci, ce qui biaise la mesure. Enfin, les deux fours (cylindrique ou conique) utilisés dans la norme NF ISO 21367 (2007) ne donnent pas les mêmes résultats car la distribution de l'éclairement en surface de l'éprouvette est modifiée.

1.4.1.4 Echelle produit fini

Single Burning Item (SBI)

Généralité

Les essais au Single Burning Item (SBI) ont été réalisés dans l'installation d'essai décrite dans la norme NF EN 13823 (2002). Un schéma général du dispositif d'essai est présenté sur la figure (1.14).

FIGURE 1.14 – *Schéma du Single Burning Item selon la norme NF EN 13823 (2002).*

Les éprouvettes sont fixées mécaniquement sur le châssis support du SBI présentant la forme d'un dièdre. Le montage simule un coin constitué de 2 ailes verticales juxtaposées dont les dimensions nominales (hauteur $\times$ longueur) sont (1500 $\times$1000)

mm et (1500×500) *mm* dans l'épaisseur du produit présenté. Le montage expérimental doit être aussi représentatif que possible des conditions de mise en oeuvre réelles du produit.

Le montage a été réalisé par maintien mécanique des éprouvettes contre des plaques incombustibles de silicate de calcium. L'éprouvette étant autoportante, une lame d'air de 40 *mm* est aménagée au dos de l'éprouvette à l'aide de cales.

L'éprouvette est exposée à une flamme de diffusion de propane de base triangulaire à lit de sable d'une puissance nominale de (30,7 ± 2) *kW*. La source, placée à la base de l'angle formé par les éprouvettes, attaque le produit sur une largeur d'environ 250 *mm* de part et d'autre de l'angle interne du coin.

Les gaz sont aspirés au-dessus du dispositif par une hotte réglée nominalement au débit volumique de (0,60 ± 0,05) $m^3.s^{-1}$ à 20°C. Cette hotte est équipée de différents dispositifs de mesure comportant un analyseur d'oxygène, des analyseurs de monoxyde et de dioxyde de carbone et un opacimètre. En plus du dispositif de mesure, le banc a été équipé d'un IRTF afin d'étudier les gaz émis lors de la décomposition du matériau.

La durée utile d'exposition des échantillons est fixée à 21 minutes. Le rythme d'enregistrement des données est fixé à une cadence de 3 secondes. Le SBI permet d'évaluer les productions énergétiques et fumigènes des produits dans ces conditions d'exposition.

Dans le cadre de cette thèse, les résultats obtenus à cette échelle vont servir à valider les prédictions numériques de la propagation d'un produit fini.

Limites

Il faut cependant rester prudent quant aux résultats fournis par une expérience au SBI. Tout d'abord la mesure du débit calorifique par déplétion d'oxygène dépend fortement du facteur de Thornton. Ensuite, la répétabilité (essais intra-laboratoires) et la reproductibilité (essais inter-laboratoires) des essais montrent globalement que l'attaque thermique des flammes est difficilement maîtrisable, comparée à une source électrique.

1.4.1.5 Echelle système

L'échelle système a été réalisée à l'aide d'un démonstrateur. C'est un local d'environ 10 m^2 réalisé avec le sandwich étudié. Cet essai doit permettre d'étudier le comportement au feu d'un système en tenant compte des moyens d'assemblage et de la présence d'un plafond. Les résultats serviront de validation finale aux simulations numériques. Ce point sera présenté plus en détail dans le chapitre (3.5)

1.4.2 Outil numérique

L'approche adoptée dans le cadre de cette thèse suppose l'utilisation de méthodes d'analyse et de calcul permettant de prédire la succession d'événements pouvant potentiellement se produire dans le cas d'un incendie ou en conséquence d'un incendie. Il s'agit d'évaluer la contribution de l'utilisation d'un matériau composite sur le développement de l'incendie. L'utilisation d'un code est à l'évidence tout aussi attractive que nécessaire. Pour autant, le choix de cet outil doit répondre de façon rigoureuse à différents critères, afin de ne pas tomber dans une facilité illusoire, voire

dommageable. Le degré de détails de l'approche utilisée pour l'outil doit être adapté à la complexité du phénomène étudié et à la précision recherchée. Par ailleurs, il est recommandé de s'assurer de la validation de l'outil de calcul pour le domaine d'étude. Ces exigences impliquent notamment que l'outil de calcul soit suffisamment documenté du point de vue des modèles implémentés et des hypothèses utilisées.

La modélisation de la combustion d'un matériau solide au moyen de code numérique avancé est relativement récente compte tenu de la complexité de ce type de problème. Une étude exhaustive de la croissance du terme source doit passer par la prise en compte de phénomènes physiques complexes plus ou moins en interaction tels que l'aérodynamique, l'étude des écoulements multiphasiques, des transferts radiatifs et convectifs, des transferts de chaleur dans les solides, les processus de combustion, les processus de décomposition.

Pour autant, la compréhension des phénomènes physiques inhérents et leurs mises en équations restent à l'heure actuelle incomplète et la puissance informatique disponible pour la simulation est limitée. De fait, la simulation numérique du développement du foyer ne prétendra donc pas reproduire fidèlement toute la complexité du processus à toutes les échelles d'observations.

1.4.2.1 Description du code CFD

Depuis ses débuts dans les années 1950, la modélisation des incendies s'est améliorée au fil des années. D'abord fondée sur la corrélation de données issues d'expériences ou d'observations, puis sur des travaux analytiques, elle débouche ensuite sur des simulations "à zones" qui constituent, de fait, la première génération de logiciels de calcul dédiés à la simulation numérique de ce phénomène. Le développement du calcul scientifique appliqué à la mécanique des fluides permet ensuite de décrire l'incendie en résolvant numériquement les équations de conservation régissant l'écoulement. Cette approche, connue sous l'appellation anglaise CFD (Computational Fluid Dynamics) plus communément appelée "modèles de champ", concentre désormais les efforts de recherche en simulation. C'est tout naturellement qu'elle s'est généralisée dans les domaines de l'ingénierie.

Un modèle CFD divise le domaine étudié en un grand nombre de volumes de contrôle ou mailles au niveau desquels les grandeurs sont supposées uniformes. Des variables représentant les valeurs des grandeurs physiques recherchées sont attribuées à chaque maille. Les codes de champs résolvent numériquement, de manière locale et instationnaire, les équations eulériennes régissant les mouvements d'un fluide. Cette approche utilise moins d'empirisme que les approches dites de zones car les phénomènes physiques sont modélisés très finement à une échelle beaucoup plus petite. La discrétisation des équations, qui est entre-autre liée à la taille des maillages utilisés, induit inévitablement des imprécisions par rapport aux solutions exactes des équations régissant les écoulements. De plus, la résolution numérique requiert beaucoup de puissance informatique.

Ces codes fournissent toutefois une grande quantité d'informations contrairement aux modèles de zone et aux approches analytiques. *A posteriori*, ce type de modélisation n'a virtuellement pas de limites puisqu'en théorie, il est toujours possible de raffiner la discrétisation afin de tenir compte de manière détaillée des phénomènes

physiques à petite échelle. Toutefois, ce type de modélisation se heurte aux incertitudes sur les conditions aux limites réelles qui doivent être connues avec précision. Pour le moment, les moyens informatiques n'autorisent qu'une prise en compte relativement simpliste des conditions aux limites, principalement parce que la finesse du maillage est limitée par la puissance de calcul, et la connaissance fine des conditions limites est illusoire. Mais ce point n'est pas trop pénalisant, car les conditions aux limites ne sont généralement pas connues avec une très grande précision pour la simulation d'une situation réelle d'incendie.

L'utilisation des modèles CFD pour la simulation numérique des incendies est particulièrement délicate, en raison du nombre de couplage entre les phénomènes physiques. Pour cette raison, les résultats numériques doivent donc être considérés avec précaution.

Choix de l'outil

L'outil numérique utilisé dans le cadre de cette thèse est basé sur le code Fire Dynamics Simulator FDS (version 5.3) [McGrattan *et al.* (2008)] développé par les instituts américain NIST et finlandais VTT. Cet outil, ainsi que ses sources, sont disponibles librement, ce qui permet à chaque utilisateur de développer le code selon ses propres besoins. Par opposition aux modèles de zones, trop simplifiés pour rendre compte de la propension du matériau à favoriser la propagation, le modèle hydrodynamique implémenté dans FDS repose sur une description eulérienne d'écoulement gazeux à masse volumique (et température) variable. Ce code aérothermique 3D, multi-espèces, résout numériquement une forme approchée des équations de Navier-Stokes (NS) issue d'un modèle développé par Rehm et Baum (1978). Ce modèle permet un filtrage des ondes acoustiques de haute fréquence tout en autorisant de fortes variations de masse volumique et de température. Cela confère aux équations un caractère elliptique, adapté aux processus thermo-convectifs à faible nombre de Mach (rapport entre la vitesse de l'écoulement et la célérité du son est faible $M \ll 1$) et représentatifs des feux à grande échelle. Le bilan d'énergie n'est pas résolu directement, mais modélisé en équation de divergence. Le jeu d'équations simplifiées est présenté ci-dessous :

Equation de continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho u = 0 \tag{1.1}$$

Equation de conservation des espèces

$$\frac{\partial \left(\rho Y_i\right)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho Y_i u = \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i + \dot{m}_i''' \tag{1.2}$$

Equation de conservation de quantité de mouvement

$$\rho \left[\frac{\partial u}{\partial t} + \Big(u \cdot \nabla\Big) u \right] + \nabla p = \rho g + f + \nabla \cdot \tau \tag{1.3}$$

Equation de conservation d'énergie

$$\rho \frac{Dh}{Dt} = \frac{\partial \Big(\rho h\Big)}{\partial t} + \nabla \cdot \Big(\rho h \mathbf{u}\Big) = \frac{Dp}{Dt} + \nabla \cdot k \nabla T + \nabla \cdot \sum_{I=1}^{N} h_i \rho D_i \nabla Y_k - \nabla \cdot \mathbf{q}_r + \dot{Q}''' . \tag{1.4}$$

Aux équations de conservation s'ajoute l'équation d'état qui s'écrit pour des mélanges de gaz supposés parfaits :

$$p = \rho \frac{R}{M} T \tag{1.5}$$

Le calcul peut être traité soit en Simulation Numérique Directe [*Direct Numerical Simulation* (DNS) selon la dénomination anglo-saxonne], dans laquelle les termes dissipatifs sont traités explicitement, soit en simulation des grandes échelles [*Large Eddy Simulation* (LES)] avec un modèle de sous-maille de Smagorinsky, dans laquelle les turbulences de grandes dimensions sont traitées explicitement et les processus internes à la taille d'une maille de calcul sont simplifiés. Néanmoins, en égard aux dimensions et aux régimes faisant l'objet de cette étude, seule l'option LES a été utilisée. En LES, la combustion en phase gazeuse est modélisée en utilisant l'approche de fraction de mélange, qui définit les relations entre les espèces majoritaires suivantes : combustible, dioxygène, monoxyde et dioxyde de carbone, diazote (pour la conservation du bilan-matière) et dihydrogène. Ces espèces majoritaires sont utilisées pour calculer la consommation locale de dioxygène puis le terme de production de chaleur. Le code intègre en outre, un modèle de pyrolyse de phase solide. Les transferts de chaleur, par conduction, convection et rayonnement, sont également calculés, ce qui permet de prédire l'environnement thermique d'un incendie. Les principales caractéristiques du code sont résumées dans la table (1.6).

Table 1.6 – *Principaux caractéristiques de FDS*

Modèle	**Caractéristique**
Solveur des équations de Navier Stokes	Écoulements à faible nombre de Mach Discrétisation par différences finies Précision du second ordre en temps et en espace Méthode prédicteur/correcteur Solveur de Poisson explicite Simulation aux grandes échelles, modèle de Smagorinsky
Modèle de combustion	Flamme de diffusion Concept de fraction de mélange Combustion contrôlée par le mélange Équation de réaction chimique globale unique Chimie infiniment rapide Consommation basée sur le gradient de fraction de mélange
Modèle de Rayonnement	Équation de transfert radiatif Rayonnement diffus Gaz gris non dispersif Résolution numérique par volumes finis Utilisation d'une centaine d'angles discrets
Conditions aux limites	Transfert thermique 1D au niveau de chaque maille Propriétés thermiques effectives dépendant de la température Transferts convectifs d'énergie basés sur des corrélations empiriques

La génération de chaleur est modélisée sous FDS par deux approches : la *pyrolyse imposée* et la *pyrolyse calculée*. Ces deux approches, présentées plus en détail en annexe (A.3) vont être étudiées afin d'évaluer la méthode la mieux adaptée pour simuler le développement d'un incendie.

L'approche par pyrolyse calculée permet *a priori* une reproduction plus fidèle du développement d'un incendie parce qu'elle tient compte dynamiquement de la décomposition des matériaux en présence, de leur contribution à la propagation des flammes, des dégagements de chaleur qui accompagnent la décomposition thermique des matériaux avec l'évolution des conditions ambiantes. Cette approche est très exigeante en termes de connaissances des données sur le produit, notamment concernant sa composition chimique et sa chimie de décomposition.

La démarche la plus couramment utilisée, consiste à simuler un incendie par pyrolyse imposée, i.e. à partir d'une courbe le taux de dégagement de chaleur imposée (pyrolyse imposée ou HRR imposé). Celle-ci ne permet pas de tenir compte des phénomènes énoncés ci-dessus et dépend fortement de l'environnement d'essai. Cette approche dite locale est relativement simple car elle ne nécessite pas la connaissance des mécanismes de décompositions des produits présents.

Actuellement, ce code de champs apparaît comme un outil particulièrement bien adapté pour la simulation des incendies, malgré la relative simplicité de certains de ces sous-modèles en particulier le modèle de combustion. Cet outil est employé par une grande majorité de la communauté scientifique dans le domaine de l'incendie, ce qui lui permet de progresser rapidement et d'être utilisé dans de nombreuses configurations. Malgré les limitations, FDS reste bien adapté dans les simulations d'incendies car il atteint un niveau de précision satisfaisant dans le traitement des problèmes d'ingénierie de la sécurité incendie (ISI). Il correspond au niveau de précision actuellement attendu par les utilisateurs pour traiter des nombreux problèmes d'ISI. Les développeurs de FDS ont voulu mettre à disposition un outil numérique à la fois robuste et rapide. C'est la raison principale pour laquelle les modèles employés sont généralement simples et peu coûteux. Le logiciel est une source libre ce qui permet de développer et de valider ce code dans des applications diverses. C'est un outil précieux qui peut servir de base pour la recherche sur la simulation numérique du feu.

Dans le cadre de cette thèse, la version 5.3 de FDS a alors été mise à contribution. La présence en outre d'un modèle de combustion en phase gazeuse, de type fraction de mélange, et d'un modèle de pyrolyse de matériaux solides, sont tous deux susceptibles de nous intéresser pour simuler le comportement au feu d'un sandwich composite.

Les modules de combustion, de transfert radiatif et de transfert dans la phase solide qu'intègre FDS sont décrits en annexe (A.3). Le modèle aérodynamique utilisé n'est pas présenté. Toutefois, il est possible de trouver une description complète auprès du guide de référence technique de FDS.

1.4.2.2 Données d'entrée pour la modélisation de la dégradation de la phase solide

Généralité

Dans toutes simulations, les données d'entrée[9] sont primordiales et conditionnent bien souvent la qualité des résultats. Afin de minimiser l'erreur sur le résultat numérique, leur identification doit être sélectionnée avec soin. La liste de ces paramètres peut varier en fonction du degré de précision recherché, lui-même dépendant de

9. Le guide de référence de FDS fournit d'autres paramètres pour affiner le comportement physique et numérique du modèle.

l'objectif de l'étude et du domaine auquel elle s'applique. Ces données d'entrée qui servent à décrire l'environnement du feu ont deux origines différentes :

- soit, elles proviennent de sources bibliographiques et théoriques. Dans ce cas, il convient de bien veiller à leur adéquation avec la situation étudiée.
- soit, elles sont issues de données expérimentales spécifiques.

Les informations disponibles dans la littérature sont les plus facilement accessibles et présentent un avantage économique certain. Néanmoins, et en particulier dans le domaine du feu et des matériaux réels, il est souvent difficile d'être certain de leur adéquation. L'incertitude sur ces données tant issues de la littérature que d'essais, est fondamentale. Il est ainsi fréquent de confirmer des données bibliographiques par des essais de vérification. Toutefois, certaines données sont difficiles à obtenir par expérimentation car les procédures pour caractériser les propriétés ne sont pas formellement établies.

Données matériaux combustibles

Les données d'entrée présentées dans les tables (1.7) et (1.8) sont les données matériaux destinées au modèle de pyrolyse de FDS. L'utilisation de ce modèle est délicate, et de nombreux travaux sont en cours, tant au plan national [Bustamante Valencia (2009)] qu'au plan international, notamment avec les travaux de Lautenberger *et al.* (2006), Matala *et al.* (2009) et ceux initiés par les concepteurs du logiciel FDS.

La pratique de la simulation par pyrolyse calculée conduit à devoir prêter une attention particulière à la modélisation des réactions chimiques et donc au comportement thermique et chimique du terme source. De fait, une caractérisation physico-chimique complète du sandwich, éléments constitutifs séparés puis ensemble, a été réalisée au LNE au moyen de bancs d'essais et de méthodes de référence métrologique. Les propriétés des matériaux vierges mais également des différents charbons ont été mesurées en température. Les incertitudes sur ces propriétés ont été définies et intégrées aux différents calculs. Les informations correspondantes relatives aux propriétés thermiques étant pour l'instant confidentielles, elles ne peuvent pas être données ici. Seules les propriétés d'ignition sont présentées dans ce mémoire.

Dans l'approche par pyrolyse calculée, la principale donnée pour les matériaux combustibles est le mécanisme réactionnel le mieux adapté pour reproduire fidèlement la décomposition thermique du matériau.

Il existe de nombreuses méthodes plus ou moins sophistiquées, selon le mécanisme réactionnel pressenti pour définir les paramètres cinétiques [Bustamante Valencia (2009)]. Les méthodes dites *méthodes intégrales* ou encore celles dites *méthodes différentielles* basées sur une résolution graphique des paramètres cinétiques sont les plus utilisées. Quelque soit l'approche, les différents paramètres cinétiques sont ajustés afin de coller au plus près aux résultats expérimentaux. Le principal inconvénient est lié aux données expérimentales obtenues par l'ATG qui utilise un logarithme pouvant " masquer " les données brutes. De plus, la plupart des méthodes sont valides uniquement pour traiter de la décomposition à l'aide d'un schéma réactionnel simple. Soulignons enfin que la grande majorité est antérieure à 1970 et à l'utilisation généralisée des moyens numériques.

La tendance en cours pour le choix et l'optimisation des caractéristiques matériaux est

TABLE 1.7 – *Données matériaux combustibles pour la modélisation par pyrolyse calculée*

Propriété	**Symbole**	**Unité**	**Mesure**
STRUCTURE			
Nombre de couche			
Epaisseur de la couche	L_M		
Fraction massique des éléments	Y_i		
Fraction volumique des éléments	X_i		
Composition élémentaire			
PROPRIETES THERMIQUES DES ELEMENTS INDIVIDUELS			
Chaleur spécifique	$c_p(T)$	$[J.kg^{-1}.K^{-1}]$	DSC
Coefficient d'absorption	κ	$[m^{-1}]$	IS
Conductivité thermique	$k(T)$	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$	TLF et PCG
Effusivité thermique	b	$[J.K^{-1}.m^{-2}.s^{-0.5}]$	CC
Emissivité	ε	[-]	Méthode absolue
Enthalpie de combustion	Δh_c	$[J.kg^{-1}]$	CC et DSC
Enthalpie de réaction	Δh_r	$[J.kg^{-1}]$	DSC
Fraction radiative	χ_r	[-]	CC
Masse volumique	$\rho(T)$	$[kg.m^{-3}]$	
PARAMETRES CINETIQUES POUR CHAQUE REACTION			
Nombre de réaction		[-]	ATG
Ordre de la réaction	n	[-]	AG
Facteur pré-exponentiel	A	$[s^{-1}]$	
Energie d'activation	E	$[J.mol^{-1}]$	AG
Coefficient stoechiométrique	v	[-]	AG
Résidu	ζ	$[kg.kg^{-1}]$	ATG
COMPARAISON			
Perte de masse normalisée	m^*	[-]	ATG
Taux de perte de masse normalisée	$\dot{m}^*$	$[s^{-1}]$	ATG
Taux de perte de masse	$\dot{m}$	$[kg.s^{-1}]$	ATG
Taux de dégagement de chaleur	$\dot{Q}''$	$[W.m^{-2}]$	CC, SBI, MBI
Vitesse de propagation	v_{fl}	$[m.s^{-1}]$	PR
Dégagement espèces gazeuse	Y_g	[-]	FTIR

AG : Algorithme génétique
ATG : Analyse thermogravimétrique
CC ® : Cône calorimètre
DSC ® : Calorimétrie différentielle à balayage
FTIR ® : Analyse infrarouge à transformer de fourier
IS ® : Infrarouge par spectrophotométrie
MBI : Medium Burning Item
PCG ® : Plaque chaude gardée
PR : Panneau radiant OMI
SBI : Single Burning Item
TLF ® : Technique laser flash
® : Banc métrologique de référence

TABLE 1.8 – *Données matériaux combustibles pour la modélisation par pyrolyse imposée*

Propriété	**Symbole**	**Unité**	**Mesure**
STRUCTURE			
Nombre de couche			
Epaisseur de la couche	L_M		
Fraction massique des éléments	Y_i		
Fraction volumique des éléments	X_i		
Composition élementaire			
PROPRIETES THERMIQUES DES ELEMENTS INDIVIDUELS			
Chaleur spécifique	$c_p(T)$	$[J.kg^{-1}.K^{-1}]$	DSC
Coefficient d'absorption	κ	$[m^{-1}]$	IS
Conductivité thermique	$k(T)$	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$	TLF et PCG
Effusivité thermique	b	$[J.K^{-1}.m^{-2}.s^{-0.5}]$	CC
Emissivité	ε	[-]	Méthode absolue
Fraction radiative	χ_r	[-]	CC
Masse volumique	$\rho(T)$	$[kg.m^{-3}]$	
Température d'ignition	T_{ig}	[K]	CC
COMPARAISON			
Taux de dégagement de chaleur	$\dot{Q}''$	$[W.m^{-2}]$	CC, MBI, SBI...
Vitesse de propagation	v_{fl}	$[m.s^{-1}]$	PR
Dégagement espèces gazeuse	Y_g	[-]	FTIR

PCG ® : Plaque chaude gardée
PR : Panneau radiant OMI
CC ® : Cône calorimètre
DSC ® : Calorimétrie différentielle à balayage
FTIR ® : Analyse infrarouge à transformer de fourier
IS ® : Infrarouge par spectrophotométrie
MBI : Medium Burning Item
SBI : Single Burning Item
TLF ® : Technique laser flash
® : Banc métrologique de référence

l'utilisation d'algorithmes génétiques conjointement à un logiciel de simulation à modèle de pyrolyse. L'objectif est ici de sélectionner les jeux de paramètres permettant une reproduction optimale de la simulation et des débits caractéristiques mesurés (débit de perte de masse en fonction du temps notamment). Un code permettant d'effectuer cette procédure a été mis au point au LNE par Bustamante Valencia *et al.* (2009) suivant le principe de Lautenberger *et al.* (2006) et Rein *et al.* (2006).

L'utilisation de ces algorithmes est toutefois très gourmande en temps de calcul et reste à l'heure actuelle du domaine de la recherche. Il n'empêche que cette méthode est une voie prometteuse pour l'avenir.

L'information principale qu'il faut retirer de ces travaux de recherche en cours, est que les valeurs fournies au modèle de pyrolyse sont liées aux caractéristiques des matériaux telles que mesurées à l'échelle de la matière (notamment de l'ATG et en n'oubliant pas que les essais quels qu'ils soient sont toujours assortis d'une incertitude de mesure), mais ne coïncident pas nécessairement. En effet, aussi sophistiqué soit-il, le modèle représente la réalité physique, mais il n'est pas cette réalité. Du fait d'hypothèses simplificatrices, de corrélations, d'options de modélisation, etc., il s'ensuit que reproduire fidèlement un phénomène physique requiert automatiquement un ajustement des valeurs des paramètres d'entrée fournis au logiciel de simulation.

Aussi, même avec des données matériaux correctes, il est possible que la reproduction d'un essai à échelle moyenne ou grande échelle soit incorrecte, car des phénomènes d'association de matériau, de géométrie, d'environnement convectif et radiatif, etc. ont une influence sur le déroulement de la combustion. Ce constat implique *de facto* une étape de recherche et d'optimisation des données d'entrée, et au moins un point de validation expérimental (l'idéal étant de posséder plusieurs points de validation à différentes échelles, de façon à s'assurer que les phénomènes présents à chacune de ces échelles sont correctement pris en compte et reproduits). L'approche pragmatique de la présente étude s'appuie bien sûr sur ce constat.

Principe d'un algorithme génétique

L'algorithme génétique (GA : Genetic algorithm en anglais) est une méthode heuristique d'optimisation qui opère via des recherches non-déterministes au hasard. Leur but est d'obtenir une solution approchée, en un temps correct, à un problème d'optimisation, lorsqu'il n'existe pas de méthode exacte (non connue) pour le résoudre en un temps raisonnable. Ce principe s'inspire de l'évolution génétique des espèces et copie de façon très simplifiée le comportement de certaines populations naturelles. Cette approche repose sur l'évolution d'une population de solutions qui respecte des règles précises et qui optimise un comportement donné. Le résultat s'exprime sous la forme d'une fonction appelée fonction sélective ou adaptation à l'environnement (fitness function) [Goldberg (1989)].

Optimisation des paramètres cinétiques du modèle à l'aide de l'AG

La caractérisation des paramètres cinétiques (E_i, A_i, n_i et v_i) induit au préalable la définition d'un schéma réactionnel.

La cinétique de décomposition d'un élément dépend fortement des conditions d'essais. De ce fait, des essais ATG doivent être réalisés à différentes vitesses d'échauffement et sous différents gaz vecteurs (oxydants et non-oxydants).

Dans le cas présent, la vitesse de réaction est décrite par une loi de type Arrhenius (Eq. (1.6)) où i est le numéro de la réaction considérée. Cette expression suppose que les hypothèses décrites dans la section (1.4.1.1) soient toujours valables.

$$\dot{\omega}_i = A_i e^{E_i/RT} \left(\frac{m_i(t)}{m_0} \right)^{n_i} Y_{O_2}^{\zeta} \tag{1.6}$$

m_i la masse du réactif de la réaction i, m_o la masse initiale du matériau et la fraction massique d'oxygène. Pour une réaction de décomposition thermique par pyrolyse l'exposant ζ est nul. Il vaut 1 pour une réaction de décomposition thermo-oxydative.

La vitesse de perte de masse totale normalisée par la masse initiale $\dot{m}^*(t)$ (ou NMLR) est décrite par l'équation (1.7)

$$\dot{m}^*(t) = \sum_{i=1}^{N} \dot{m}_i^*(t) = \sum_{i=1}^{N} \Big(v_i - 1 \Big) \dot{\omega}_i(t) \tag{1.7}$$

N est le nombre total de réactions du modèle et v_i le coefficient stoechiométrique de la réaction i. Les conditions initiales sont données par les égalités (1.9) :

$$m_{produit}(t=0) = 1 \quad m_{sous-produit}(t=0) = 0 \tag{1.8}$$

$$T(t=0) = 293K \tag{1.9}$$

L'équation (1.7) permet de calculer la vitesse de perte de masse normalisée en fonction de la température via l'équation (1.6).

Les paramètres cinétiques de l'équation (1.6) sont estimés à partir d'une méthode d'optimisation itérative conduite par un algorithme génétique (AG), outil qui s'est révélé adapté à la résolution de ce genre de problème fortement non linéaire [Houck et Joines (1995)].

La technique consiste à minimiser l'écart relatif entre la courbe expérimentale $\dot{m}^*_{exp}(t)$ et la courbe numérique $\dot{m}^*_{num}(t)$ issue d'un modèle de la forme de l'équation (1.6) et d'un jeu de paramètres cinétiques (E_i, A_i, n_i et v_i) en cherchant à optimiser le paramètre φ défini par :

$$\varphi = \frac{\cos\Big[\angle(\mathbf{x},\mathbf{y})\Big]}{\frac{\|\mathbf{x}-\mathbf{y}\|}{\|\mathbf{x}\|}} \tag{1.10}$$

Dans l'équation (1.10), $\mathbf{x}$ est un vecteur formé des valeurs expérimentales $\dot{m}^*_{exp}$ et $\mathbf{y}$ un vecteur formé des valeurs de $\dot{m}^*_{num}$ issues du modèle. Le paramètre φ fait appel à un produit scalaire noté $\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle$ et à la norme associée qui sont donnés dans la norme ISO 16730 (2007). Le principe est présenté dans le annexe (A.1). Le cosinus de l'angle entre les vecteurs $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$ défini par l'équation (1.11) est représentatif de la colinéarité des vecteurs, c'est-à-dire de la concordance morphologique des courbes expérimentales et numériques. Plus sa valeur est proche de 1, meilleure est la concordance morphologique entre les courbes représentées par les vecteurs $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$.

$$\cos\Big[\angle(\mathbf{x},\mathbf{y})\Big] = \frac{\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle}{\|\mathbf{x}\| \|\mathbf{y}\|} \tag{1.11}$$

L'AG calcule φ jusqu'à ce que le $\dot{m}^*_{num}$ converge vers le $\dot{m}^*_{exp}$. Les paramètres cinétiques optimisés seront ensuite utilisés comme jeu de données pour simuler le comportement au feu de chaque élément puis du sandwich. Inutile de préciser que le choix de la fonction d'optimisation φ influe sur les valeurs des paramètres du modèle [Bustamante Valencia *et al.* (2009)].

Limite de l'algorithme génétique

L'algorithme génétique apparait à l'heure actuelle comme le meilleur moyen pour ajuster les paramètres cinétiques et reproduire le plus fidèlement possible les résultats expérimentaux. Néanmoins, la définition de ces paramètres dépend *a priori* du choix de la fonction d'optimisation φ et de plage de valeurs initiales (souvent issue de la littérature).

Cela étant, la source d'erreur la plus évidente ne résulte pas de la méthode adoptée mais provient du schéma réactionnel défini et de la validité de l'équation Arrhenius. En effet :

- le mécanisme réactionnel est souvent issu des analyses thermogravimétriques de la phase solide d'un élément. Cette méthode couramment adoptée dans le milieu ne permet pas de vérifier si le mécanisme prend en compte la chimie de la réaction, i.e. toutes les transformations qui se produisent dans la phase solide. Une analyse simultanément de la phase solide et de la phase gazeuse permettrait de vérifier que le mécanisme de la décomposition soit en accord avec la chimie, le mécanisme serait alors dit "chimiquement correct". Ce constat est entériné en particulier par les travaux de thèse de Bustamante Valencia (2009). Il démontre la possibilité d'obtenir plusieurs mécanismes réactionnels pour une mousse polyuréthane, mais qu'un seul mécanisme est chimiquement correct. Soulignons que la définition de ce modèle de décomposition est cruciale car il conditionne le bilan de masse et donc, la production d'espèces chimiques et la propagation des flammes.
- les méthodes issues dans la littérature sont généralement basées sur l'équation d'Arrhenius. Toutefois la validité de l'utilisation de cette expression pour traiter une réaction hétérogène a été largement remise en question lors des dernières années. De plus, elle intègre des paramètres cinétiques (A, E, n et v) dont l'interprétation physique n'est pas très claire, même pour la communauté scientifique qui travaille sur le sujet. Toujours est-il que ces paramètres sont des valeurs numériques qui dépendent fortement des conditions expérimentales. Dès lors, il n'est donc pas illogique d'obtenir plusieurs jeux de données pour une même réaction [Bustamante Valencia (2009)]. Rappelons enfin que le modèle actuel n'est en théorie pas adapté pour les solides mais uniquement pour les gaz et les liquides. A défaut de mieux il est utilisé pour traiter la décomposition des solides.

Comportement au feu des polymères : état de l'art

2

Sommaire

2.1 Échauffement et décomposition thermique des polymères 52
2.1.1 Définitions générales 52
2.1.2 Principe de décomposition thermique 53
2.1.3 Cinétique de décomposition thermique en phase solide 61
2.2 Présentation qualitative de l'ignition des solides : allumage piloté 64
2.2.1 Généralité 64
2.2.2 Bilan d'énergie à la surface 66
2.3 Modélisation de la pyrolyse des matériaux hétérogènes, extension aux polymères 73
2.3.1 Phénoménologie 73
2.3.2 Description du schéma réactionnel 75
2.3.3 Modèles de pyrolyse du bois 77
2.3.4 Extention au cas d'un composite stratifié polyester-verre 85
2.4 Modélisation de la combustion 87
2.4.1 Principes généraux 87
2.4.2 Cinétique d'oxydation de la phase gazeuse 88
2.4.3 Formation et évolution des particules dans les flammes 89
2.4.4 Les flammes 90
2.4.5 Interaction combustion-rayonnement 91
2.5 Propagation des flammes 97
2.5.1 Propagation en mode contre-courant 99
2.5.2 Propagation en mode co-courant 101
Conclusion de ce chapitre 103

"La nature est écrite en langage mathématique."
Galilée

Depuis longtemps, penseurs, philosophes, hommes et femmes de sciences se sont posés la question de la nature du feu. Matière séduisante, insaisissable, diversement colorée, et aux mouvements imprévisibles, la flamme a conduit tout au long de l'histoire de l'humanité à des interrogations multiples et variées. Tous les peuples ont spéculé à travers leurs mythes sur la domestication du feu. Sa maîtrise fut une étape majeure de la modernisation humaine. De par cette découverte, l'homme a tout naturellement étudié les flammes et produit un nombre non négligeable de lois, tant fondamentales que phénoménologiques.

FIGURE 2.1 – *Dessin humoristique de Delucq. Extrait de www.futura-sciences.com*

Descartes, dans ses *Philosophiae Naturalis Principia Mathematica* (les Principes de sa philosophie), disait du feu qu'il était *un phénomène provoqué par le mouvement de matières subtiles*. Ce n'est qu'à partir du XV^{e} siècle que des études montrent que les flammes ne sont pas des substances en elles-mêmes. En effet, à cette époque, le chimiste belge Van Helmont met en évidence le dégagement d'une matière qu'il appelle "gaz" puis "gaz carbonique" et enfin "dioxyde de carbone". Il décrit déjà la flamme comme de la "*fumée allumée*". Dans son *Traité du soufre* en 1716, le chimiste allemand Stahl élabore la théorie du phlogistique (dérivé savant provenant de Becher d'après le grec **phlogistos** "*inflammable*") afin d'expliquer le phénomène de combustion. Il réalise une synthèse cohérente qui concilie les phénomènes de combustion et d'alimentation du feu. À cet égard, le dégagement du phlogistique renvoie à une règle moderne concernant le déplacement des équilibres :

> "*Le phlogistique est du feu fixé dans la matière et qui s'en échappe lors des combustions. Plus un corps contient de phlogistique, et mieux il brûle*".

Cette théorie affirme que tous les matériaux inflammables contiennent du "*phlogiston*", une substance incolore, inodore, sans masse qui pyrolyse en brûlant. Une fois brûlée, la substance "*déphlogistifiée*" apparaît alors sous sa vraie nature. Cette idée de la conservation de l'élément lors de la combustion est particulièrement novatrice. La théorie des phlogistons est restée dominante jusqu'à ce que Lavoisier (1785) démontre scientifiquement l'inconsistance de cette théorie. Il révèle que la combustion nécessite la présence d'oxygène, résolvant ainsi le paradoxe pondéral et jetant les bases pour une nouvelle théorie calorifique de la combustion, grâce à une nouvelle notion énergétique : la calorie. Il fallut attendre les travaux de thèse de Carnot (1824) sur la thermodynamique pour mettre en évidence la dimension énergétique du feu, et savoir ce qu'étaient la chaleur, la température, la lumière, la réaction chimique, la matière...

Au XIX^{e} siècle, les scientifiques conservent cette description du feu et cherchent à le décomposer selon différents aspects de mieux en mieux compris. Le feu est alors considéré comme un ensemble de systèmes en interaction qui évolue progressivement au cours du temps en fonction des échanges de matière et d'énergie qui existent entre eux. Le feu apparaît également comme la manifestation d'une combustion non maîtrisée qui implique des matières combustibles. Il est clair aujourd'hui que celui-ci est, en principe, une réaction chimique entre l'oxygène et une substance combustible

telle qu'un hydrocarbure. Sans présence d'oxydant dans l'atmosphère, il n'y pas de combustion possible.

Il est largement admis que l'étude de la combustion et plus précisément celle du feu représentent un très vaste sujet. En effet, la nature du combustible dans un incendie, qu'il soit gazeux, liquide et/ou solide, contribue à en diversifier les caractéristiques essentielles.

Pour les combustibles solides et liquides, il est usuel de classer la combustion de ces combustibles en feux de paroi et feux de nappe respectivement. Malgré les différences notables chimiques et/ou physiques, ces combustibles ont certaines caractéristiques qui leur sont communes et le phénomène fondamental est le même dans les deux cas. Quelle que soit sa nature liquide ou solide, la faculté qu'a ce combustible à s'enflammer et à favoriser la propagation peut être évaluée au moyen d'essais expérimentaux normalisés dits de *réaction au feu* [Sainrat et Chesné (2005)]. Ces essais permettent de prévoir le comportement au feu d'un matériau et d'appliquer les connaissances acquises au développement d'un incendie.

Dans le même temps, la formalisation de ces études, moyennant certaines hypothèses simplificatrices, ont permis d'aboutir à des modèles dans le but de retranscrire mathématiquement les phénomènes physiques mis en jeu. Ces modèles qui ont profité de l'avancée des recherches de la combustion contrôlé permettent de prédire le comportement au feu du matériau et d'anticiper les éventuels risques liés à son utilisation. Pour autant, la grande diversité des combustibles et l'influence importante exercée par la configuration dans laquelle se développent les réactions, font que les processus de combustion sont décrits avec un degré de précision moindre que celui observé pour le combustible gazeux.

Ce présent chapitre examine certains des principes qui sont à la base des phénomènes liés à la réaction au feu. Il définit les éléments de connaissances et les paramètres indispensables pour la caractérisation d'un matériau et la modélisation des différents processus liés à sa combustion. Le processus de combustion peut être synthétiquement décomposé en cinq étapes (majeures) qui sont l'échauffement, la décomposition, l'ignition, la combustion à proprement parlé puis la propagation. Finalement, le phénomène de combustion est abordé et va constituer en quelque sorte le fil directeur de le présente partie. De fait, ce chapitre est scindé en cinq sections qui reprennent chacune des étapes ci-dessus :

La première section a pour principale vocation d'introduire quelques notions relatives aux mécanismes d'échauffement, de décomposition et d'oxydation thermique des matériaux polymères solides. Au préalable, il est possible de trouver des définitions générales sur la structure des polymères et sur leur décomposition thermique. Les paragraphes suivant permettent de mieux comprendre les phénomènes physico-chimiques qui vont engendrer l'inflammation des polymères. Quelques éléments théoriques sur les cinétiques de décomposition et d'oxydation de la phase solide sont présentés.

La seconde section aborde de façon qualitative l'ignition (allumage piloté) d'un matériau solide. Dans un premier temps une description de l'allumage et des différents paramètres caractérisant l'inflammation est réalisée. Dans un second temps, les principaux modèles empiriques et théoriques liés à l'ignition d'un polymère en fonction de leur comportement thermique sont présentés.

La troisième section traite de la modélisation de la pyrolyse de la phase solide. La modélisation du phénomène de dégradation thermique des polymères solides nécessite la prise en compte de forts couplages entre la cinétique chimique et les transferts de chaleur lors des différents processus de séchage, de pyrolyse et d'oxydation du résidu charbonneux. Les principales équations de conservation dans la phase solide d'un matériau cellulosique sont présentées. En effet, la plupart des modèles de pyrolyse développés pour des matériaux polymères sont des extensions ou des modifications de ceux établis pour le bois. Ce modèle physique décrit le plus fidèlement possible les multiples processus dominants de la pyrolyse.

La quatrième section présente les approches de modélisation de la combustion en phase gazeuse. La combustion en présence de flamme est décrite comme un milieu gazeux où se produit des réactions chimiques (siège d'une réaction exothermique) ainsi que des phénomènes de diffusion d'espèces chimiques et d'émissions lumineuses. Les gaz issus de la dégradation du matériau (transformation endothermique) alimentent la flamme et conduisent à la propagation en surface. La compréhension des mécanismes physico-chimiques des flammes n'est pas encore complète. Dans cette section, seront abordés les aspects liés à la combustion tout en soulignant l'existence d'un phénomène de couplage rayonnement-combustion.

Enfin la dernière section est consacrée aux flammes et à leur propagation à la surface d'un polymère combustible. Cette section permet de comprendre les mécanismes et les facteurs favorisant les cinétiques de propagation en fonction de l'orientation de l'écoulement d'oxydant

2.1 Echauffement et décomposition thermique des polymères

2.1.1 Définitions générales

2.1.1.1 Polymère

Un polymère est un matériau composé de longues chaînes moléculaires appelées macromolécules. Ces molécules peuvent être observées à l'état solide, liquide, en solution ou confinées à une interface. Elles sont constituées d'une chaîne principale, appelée également squelette, sur laquelle des atomes, des chaînes, des radicaux, ou groupes fonctionnels peuvent se substituer latéralement. Ces groupes d'atomes sont appelés substituants. Ils peuvent soit stabiliser et rigidifier ou au contraire affaiblir la macromolécule. Les polymères peuvent être obtenus à partir d'un seul et même type de monomère. Ils peuvent aussi être synthétisés à partir de monomères de natures différentes ou par réaction entre oligomères ou macromolécules.

Enfin, un polymère solide peut être d'origine naturelle (caoutchouc, cellulose, collagène...) ou synthétique. Dans ce cas, ils peuvent être synthétisés par polymérisation (PVC : Chlorure de Polyvinyle, PS : Polystyrène, PMMA : Polyméthacrylate de méthyle...). Notons ici que tous ces polymères sont combustibles tout comme le balsa et le polyester.

Les paragraphes qui suivent s'appliqueront donc à l'ensemble des matériaux polymères combustibles.

2.1.1.2 Description des différents termes liés à la décomposition

Avant d'aborder cette étude, il paraît nécessaire d'expliquer ce qu'on entend par *décomposition thermique* et *dégradation thermique* [1][ASTM (E 176)] :

- *La décomposition thermique* décrit le mécanisme de modifications structurales irréversibles du réseau moléculaire d'un polymère sous l'effet de la chaleur.
- *La dégradation thermique* caractérise le processus qui modifie les propriétés physiques, chimiques, thermiques, mécaniques ou électriques d'un polymère sous l'effet de l'élévation de la température.

2.1.2 Principe de décomposition thermique

La décomposition thermique est une dégradation qui résulte de l'exposition à une source de chaleur et qui dépend fortement de la teneur en oxygène. En milieu oxydant par exemple, il s'agit au contraire de la première étape du processus de combustion, laquelle est définie par un processus physico-chimique complexe d'oxydation qui s'accompagne d'un dégagement d'énergie et de gaz... Le processus est brièvement illustré sur la figure (2.2).

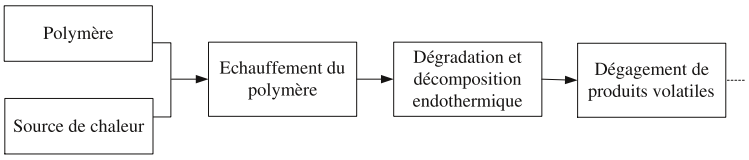


FIGURE 2.2 – *Schéma du processus de décomposition.*

Sa compréhension est d'autant plus importante que sa maitrise permet de cerner dans un même temps les risques inhérents à une source de chaleur.

2.1.2.1 Echauffement

Dans le cas simplifié d'un polymère d'épaisseur L soumis à un éclairement énergétique uniforme $\dot{q}_i^{''}$ provenant d'une source de chaleur sur sa face $x = 0$, les processus d'échauffement impliqués en surface sont de type convectif $\dot{q}_{cv}^{''}$ et radiatif $\dot{q}_r^{''}$ [Fig. (2.3)]. Pour simplifier le raisonnement, le matériau est ici considéré opaque par conséquent, de sorte à négliger le rayonnement au sein du matériau.

L'échauffement du matériau est causé soit par une source externe de chaleur, soit une fois que la combustion est initiée, par l'exothermicité de la réaction (thermal feedback). Le matériau s'échauffe en profondeur principalement par des phénomènes de conduction thermique $\dot{q}_c^{''}$ à partir de la surface de l'échantillon où la chaleur est absorbée. La conduction thermique est un phénomène de transport de l'énergie interne dû à une hétérogénéité de l'agitation moléculaire. Elle peut s'interpréter comme la transmission de proche en proche de l'agitation thermique : un atome (ou une molécule) cède une partie de son énergie cinétique à l'atome voisin. Une partie de cette chaleur absorbée est emmagasinée selon la capacité d'accumulation du matériau qui conduit à une augmentation de la température de surface et à un gradient de température dans son épaisseur.

1. Dans la suite de ce mémoire, les termes de dégradation et de décomposition thermique ne seront pas différenciés

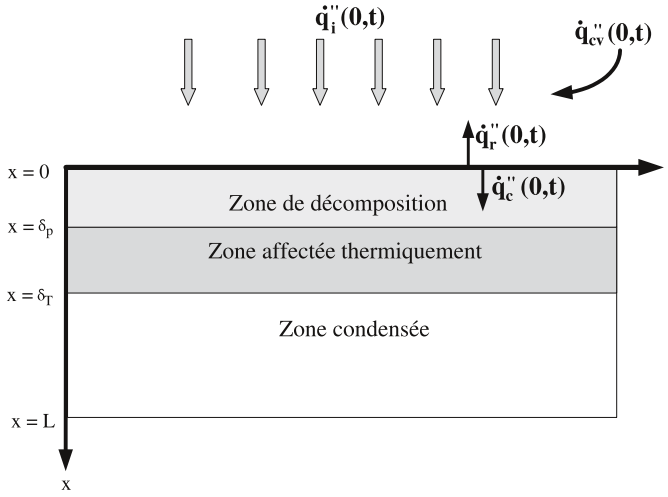


FIGURE 2.3 – *Zone de décomposition dans un polymère solide.*

L'échauffement provoque progressivement la dégradation thermique du polymère, selon trois zones :

1. la *zone de décomposition* ($0 < x < \delta_p$) ; elle définit la partie du polymère où se produit la grande majorité des transformations irréversibles décrites dans la suite de ce mémoire.
2. la *zone affectée thermiquement* ($\delta_p < x < \delta_t$) ; elle désigne la profondeur sur laquelle un solide est suffisamment chauffé pour que ses propriétés physiques évoluent sans altérations de ses propriétés chimiques
3. la *zone condensée* ($\delta_t < x < L$) ; elle désigne un solide dans son état vierge (non altéré thermiquement et physiquement).

Au cours de l'échauffement, ces deux premiers fronts (δ_t et δ_p) se propagent en profondeur jusqu'à la face du solide non exposée à une source de chaleur ($x = \delta_p = L$).

Dans leur article de référence, Beyler et Hirschler (1995) expliquent ces différents phénomènes. La manière dont ces auteurs décrivent l'échauffement et les processus chimiques et physiques à l'origine de la décomposition thermique d'un polymère est présentée dans les paragraphes qui suivent.

2.1.2.2 Aspects chimiques de la décomposition d'un polymère solide

Le comportement d'un matériau exposé à une sollicitation thermique dépend fortement de l'environnement et plus particulièrement de la teneur en oxygène. Ainsi, en fonction de la concentration d'O_2, il est possible de dissocier les dégradations thermiques par thermolyse et celles par décomposition thermo-oxydative.

Etymologiquement, la *thermolyse* se compose des racines grecques, *thermo* désignant la température et *lysis* dérivé de *lusys* qui signifie perte ou désagrégation. La thermolyse définit donc la décomposition d'un polymère sous l'effet de la chaleur uniquement. La communauté scientifique désigne formellement la thermolyse comme la décomposition en l'absence d'oxygène. Elle utilise le terme de *décomposition thermo-oxydative* lorsque la décomposition résulte de la combinaison des effets de la chaleur et de l'oxygène.

D'une manière plus globale, la pyrolyse traduit la décomposition sous l'action d'un feu. Lors de la combustion, l'oxygène vient à faire défaut et il est souvent difficile de dissocier les processus de thermolyse de ceux liés à l'oxydation du fait de leurs caractères concomitants. Dans la suite de ce mémoire, le terme pyrolyse sera utilisé quel que soit le milieu (oxydant ou inerte) pour désigner la décomposition thermique par un feu.

Dégradation par thermolyse

En absence d'oxygène, un polymère solide connaît une dégradation physique et une décomposition chimique lorsqu'il est soumis à une source de chaleur. A faible température, il ne subit aucune modification structurale mais peut libérer des monomères résiduels fonction du produit initial et/ou des adjuvants. La dégradation apparaît au-delà d'une certaine température, dite *température critique* (également appelée *température de décomposition* ou de *pyrolyse*). De façon générale, la littérature montre que la décomposition thermique d'un polymère est un phénomène endothermique, qui se produit avant l'inflammation, dans un intervalle compris entre 200 et 400°C.

Au-delà de la température critique, i.e. lorsque l'apport énergétique est supérieur à l'énergie de liaison chimique des macromolécules (Tab. (2.1)), une décomposition s'amorce.

TABLE 2.1 – *Energies de quelques liaisons chimiques covalentes.*

	Liaisons	Energie (kJ.mol-1)		Liaisons	Energie (kJ.mol-1)
$C \equiv N$		875	$P-O$		376
$C \equiv C$		837	$Si-O$		372
$C=O$		728	$C-O$		364
$C=C$		607	$N-H$		351
$C-C$	(aromatique)	519	$C-C$	(aliphatique)	348
$C-F$		498	$C-Cl$		327
$P=0$		460	$C-Br$		288
$O-H$		460	$C-S$		276
$C-H$	(éthylènique)	443	$C-N$		272
$C-H$	(méthane)	410	$O-O$	(péroxyde)	268
$N-H$		391	$C-l$		214

Elle se traduit par une rupture des longues chaînes au niveau des liaisons atomiques, générant des molécules à chaînes plus courtes. Ce processus plus communément appelé *craquage thermique* résulte de l'agitation thermique des atomes et dépend bien évidemment de la nature de la liaison chimique, de la température et de la présence ou non d'oxygène. Aussi est-il possible de distinguer différentes réactions agissant sur la chaîne principale : les scissions aléatoires des chaînes macromoléculaires, les réactions de dépolymérisation et les réactions de réticulation. Ces diverses réactions peuvent être, elles-mêmes, regroupées en catégories selon la zone de la macromolécule concernée par la dégradation (chaîne principale ou groupes substitués à la chaîne principale)[Rocaboy (1972)].

- La *réaction de réarrangement* conduit à la formation de cycles.
- La *réaction de réticulation* génère des liens chimiques entre les chaînes, diminuant considérablement certaines qualités élastiques et plastiques des polymères.
- La *réaction de décomposition par thermolyse* définit deux principes de scissions :

celles aléatoirement réparties le long de la chaîne aboutissant à des produits finaux différents des polymères de départ et celles survenant à des points spécifiques (en bout de chaînes) conduisant à la formation des monomères initiaux. Ce dernier processus est nommé *réaction de dépolymérisation* (ou unzipping).

Ce classement proposé par Rocaboy (1972) simplifie la caractérisation globale du comportement du polymère. Dans son article de référence, l'auteur affirme en outre que les réactions de décomposition par thermolyse transforment totalement le polymère solide en gaz. Celles par réarrangement et par réticulation diffusent des gaz, mais produisent essentiellement un résidu solide.

En réalité, pour de nombreux polymères, la dégradation thermique ne s'effectue pas selon un mécanisme unique. En effet, des modes de décompositions peuvent coexister même si en général l'un d'entre eux prédomine. Les travaux de Vovelle et Delfau (1997) étayent ces propos. Ils consentent des cohabitations entre les réactions de réarrangement et celles de thermolyse et entre les réactions de dégradation par rupture statistique et par dépolymérisation. Selon eux, l'importance relative des processus engagés varie en fonction de nombreux facteurs (structure du polymère, formulation...) et principalement de la température.

Ces réactions conduisent à la formation d'espèces volatiles combustibles, toxiques et corrosives (généralement à base d'hydrocarbures aliphatiques et aromatiques légers ainsi que des composés oxygénés) dont le mélange avec un oxydant peut être à l'origine de l'inflammation. Ce phénomène sera détaillé plus précisément dans la suite de ce mémoire.

Dégradation par oxydation

Par opposition à la dégradation thermique par thermolyse, la décomposition thermo-oxydante se produit en présence d'oxygène. L'oxygène de l'air, par exemple va avoir tendance à accélérer le processus de pyrolyse. Bolland et Gee (1946) ont cherché à comprendre le phénomène en étudiant l'oxydation thermique des polyoléfines et des caoutchoucs. Le mécanisme qu'ils ont développés pu être appliqué avec succès à un nombre important de polymères. Une forme possible du mécanisme réactionnel est illustrée dans la table (2.2).
La thermo-oxydation des polymères est une réaction en chaîne (1) et (2) amorcée par la rupture de liaisons faibles conduisant à la formation de radicaux libres, notés $P^{\bullet}$ instables. Elle se propage par arrachement d'atomes d'hydrogène. L'initiation varie suivant la structure chimique du polymère et la température. Ces radicaux consomment les réactifs puis forment d'autres radicaux et des produits stables. Ces radicaux et intermédiaires de réaction réagissent en général avec un troisième corps lors de l'étape de terminaison formant des produits stables. L'addition de l'oxygène ayant diffusé dans le matériau sur les radicaux $P^{\bullet}$ est très rapide. La réaction (3) se produit rapidement dès lors que la concentration en oxygène est suffisante. Elle conduit à la formation de radicaux suffisamment réactifs pour induire des oxydations locales. Dans ce processus, la thermolyse des polymères peut être une source importante de radicaux $P^{\bullet}$. La vitesse de la réaction (4) qui gouverne le processus dépend de la force de liaison polymère/hydrogène et de la stabilité du radical $P^{\bullet}$ formé. La longueur de chaîne cinétique de cette étape de propagation (nombre moyen de cycles d'oxydation) peut atteindre des valeurs supérieures à 100. Les réactions (5), (6) et (7) traduisent la décomposition des groupes hydropéroxydes. Ces réactions de haute énergie d'activation se produisent au-delà de 100°C. Ce type de réaction mène donc

TABLE 2.2 – *Mécanisme général d'oxydation des polymères.*

Etape d'initiation		
	$PH \longrightarrow P^{\bullet} + H^{\bullet}$	(1)
	$PH + O_2 \longrightarrow P^{\bullet} + HO_2^{\bullet}$	(2)
Etape de propagation		
	$P^{\bullet} + O_2 \longrightarrow PO_2^{\bullet}$	(3)
	$PO_2^{\bullet} + PH \longrightarrow POOH + P$	(4)
Etape de branchement		
	$POOH \longrightarrow PO^{\bullet} + {}^{\bullet}OH$	(5)
	$POOH + PH \longrightarrow PO^{\bullet} + P^{\bullet} + H_2O$	(6)
	$2POOH \longrightarrow PO^{\bullet} + PO_2^{\bullet} + H_2O$	(7)
	$PO^{\bullet} + PH \longrightarrow POH + P^{\bullet}$	(8)
	${}^{\bullet}OH + PH \longrightarrow H_2O + P^{\bullet}$	(9)
Etape de terminaison		
	$PO_2^{\bullet} + PO_2^{\bullet} \longrightarrow POOP + O_2$	(10)
	$PO_2^{\bullet} + PO_2^{\bullet} \longrightarrow PO^{\bullet} + PO^{\bullet} + O_2$	(11)
	$PO_2^{\bullet} + PO_2^{\bullet} \longrightarrow$ produits inertes $+ O_2$	(12)
	$P^{\bullet} + PO_2^{\bullet} \longrightarrow POOP$	(13)
	$P^{\bullet} + P^{\bullet} \longrightarrow P - P$	(14)

à des ruptures de chaînes du polymère. Les réactions de terminaison bimoléculaires (9) à (12) conduisent chacune à la destruction de deux radicaux. Les réactions (10), (13) et (14) favorisent la réticulation. Toutefois, ce sont les coupures de chaînes qui sont prépondérantes [Troitzsch (2004)].

Le processus d'oxydation conduit en surface à la formation d'une "croûte" continue, dont l'épaisseur croît de façon temporelle vers une valeur asymptotique. La position de cette asymptote varie relativement peu avec la température ou la nature du polymère. Dans cette couche, la concentration des produits d'oxydation est maximale à la surface et diminue progressivement au sein du polymère. La formation de cette couche peut s'accompagner de l'apparition de fissures superficielles qui déportent alors le processus de dégradation vers l'intérieur d'un solide.

Cette approche reste trop complexe pour simuler l'oxydation du balsa et du polyester, car elle peut induire plus d'une centaine de réactions. De ce fait, l'auteur a volontairement opté pour des approches plus globales qui seront présentées dans la suite de ce mémoire.

2.1.2.3 Aspects physiques de la décomposition d'un polymère

Approche générale

Lorsqu'un solide est exposé à un niveau d'irradiance $\dot{q}_i''$ uniforme, l'évolution de la température en son sein est donnée par un bilan énergétique sur le volume de contrôle ($0 < x < L$). Cette exposition radiative génère une onde de chaleur ($x = \delta_t$) qui se propage jusqu'à la face non exposée et des espèces gazeuses [2].
Durant l'échauffement, si le taux de pyrolyse est faible devant la diffusion d'oxygène, l'oxygène peut être diffusée en profondeur (δ_{O_2}) au sein du matériau suivant

2. Si l'éclairement énergétique est suffisant pour générer le craquage thermique des molécules.

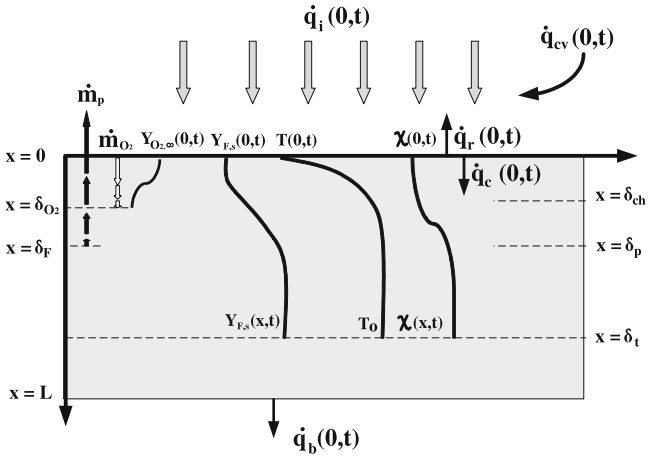


FIGURE 2.4 – *Processus de dégradation d'un polymère solide, sans flamme Extrait de Torero (2008).*

un gradient de fraction massique d'O_2, $\left(Y_{O_2,\infty}(x,t)\right)$. Sa diffusion $\dot{m}_{O_2,\infty}$ et celles des espèces gazeuses combustibles $\dot{m}_p$ est alors contrôlée par la structure du solide. Elle dépend en particulier de la perméabilité du solide et indirectement des gradients de températures. La perméabilité d'un matériau $\chi(x,t)$ [3] est définie comme l'aptitude d'un matériau à laisser diffuser un gaz (ou un liquide) sous l'effet d'un gradient de pression. C'est une caractéristique intrinsèque du matériau.

Certains matériaux (par exemple le balsa) sont fortement perméables et favorisent la diffusion des espèces chimiques et donc de l'oxygène au sein du solide. Pour d'autres, l'oxydation se produit principalement en surface (cas du polyester) et la perméabilité peut alors être potentiellement négligée.

Les dégradations du polyester et du balsa seront traitées en détail dans la suite de ce mémoire.

Mécanisme physique de décomposition

Tous les polymères ne se décomposent pas de façon similaire. De manière générale, le processus de décomposition dépend de la structure chimique du polymère spécifié et notamment de son degré de polymérisation [4]. Cette constatation est d'autant plus intéressante qu'elle a permis de classer les polymères en fonction de leur processus de décomposition.

A partir de ses observations, Drysdale (1998) suggère qu'un solide puisse se transformer en gaz suivant cinq mécanismes de transformation, en fonction de sa nature chimique. Cette approche est illustrée sur la figure (2.5)

– a/ Sublimation du solide ; transformation directe du polymère solide en gaz (ex : Méthylène amine),

3. Il convient de souligner que $\chi(x,t)$ ne décrit pas toujours la perméabilité au sens strict de la loi de Darcy, mais englobe plus généralement les aspects liés à la perméabilité, la porosité, et les différents défauts du matériau.

4. Le degré de polymérisation est le nombre d'unités constitutives (motifs de répétition) d'une chaîne de polymère.

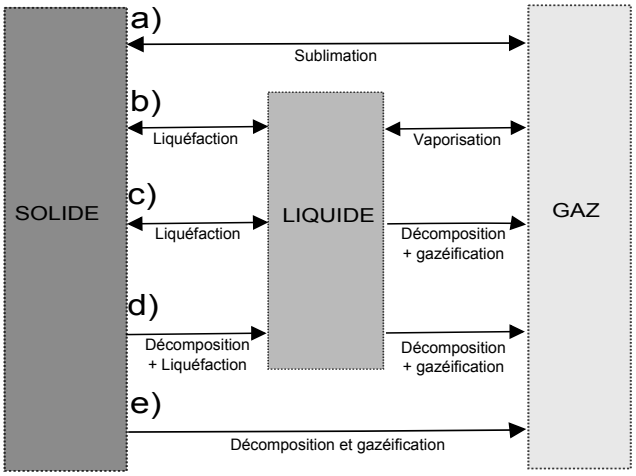


FIGURE 2.5 – *Mécanisme de transformations d'un polymère solide sous l'influence de la chaleur. Extrait de Drysdale (1998). Le sens des flèches indique si la transformations est réversible ou non.*

- b/ Liquéfaction en un sous-produit liquide et vaporisation sans changement chimique (ex : paraffine),
- c/ Liquéfaction du solide suivie d'une décomposition et d'une gazéification (ex : thermoplastique),
- d/ Liquéfaction et dégradation en sous produit liquide suivie d'une décomposition et d'une gazéification (ex : thermodurcissable tel que le polyester),
- e/ Décomposition et gazéification (ex : cellulosiques tel que le balsa).

Certains solides se transforment en gaz sans décomposition, soit directement par sublimation a/, soit par fusion suivie d'une ébullition a/. La combustion dans les deux cas est très voisine de celle des liquides et se fait uniquement en phase gazeuse.

Pour les schémas réactionnels b/, c/ et d/, la communauté scientifique parle en général de liquéfaction. Il est admis que le terme ne désigne pas toujours un simple changement d'état effectif du combustible (principe de la fusion d'un corps comme l'illustre les mécanismes b/ et c/), mais une modification structurelle irréversible. Il s'agit alors de sous-produit liquide d/. En effet, pour de nombreux polymères, le réseau moléculaire de l'élément condensé liquide est différent de celui constituant le solide (ex : thermodurcissable). De fait, de par son analogie avec un changement d'état, le principe de liquéfaction énoncé précédemment reste valide, même si partiellement inapproprié d'un point de vue strictement chimique. Ces observations s'appliquent également pour la vaporisation, d'où le terme *gazéification*. Ce terme englobe aussi bien la vaporisation que la décomposition en phase gazeuse avec craquage thermique.

Soulignons par ailleurs que tous les polymères ne se liquéfient pas. La dégradation de nombreux matériaux polymériques synthétiques ou naturels en particulier, implique des réactions de réarrangement et de réticulation qui conduisent à la formation d'un résidu carboné solide (mécanisme e/).

Les polymères organiques du sandwich composite, à savoir le polyester et le balsa, se décomposent principalement suivant les mécanismes d/ à e/. C'est à partir de cette remarque que le présent document s'est focalisé sur la description de ces transformations.

Décomposition d'un polymère avec formation d'un sous produit liquide : cas du polyester

Lyon et Janssens (2005) spécifient que la décomposition d'un polymère solide a lieu principalement dans la *mésophase* (également connue sous le nom de *zone de décomposition ou de pyrolyse*). C'est une phase intermédiaire entre la phase liquide [5] et la phase solide. [Fig. (2.6)].

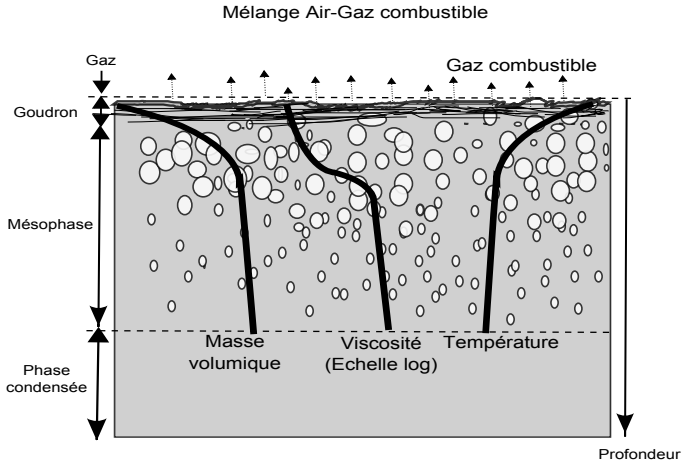


FIGURE 2.6 – *Processus physique et chmique de décomposition d'un polymère solide en un sous produit liquide. La ligne pointillée présente l'avancée du front de décomposition.*

Ils mettent en évidence que l'échauffement progressif d'un polymère favorise l'apparition de sites de nucléation résultant de la rupture des chaînes moléculaires au niveau de la mésophase. Les bulles de gaz de dégradation grossissent, se rassemblent en cavités dans cette région et migrent vers la surface sous l'effet des gradients de pressions et éventuellement des forces d'Archimède. La dégradation en profondeur va dépendre en partie, mais pas seulement, des propriétés radiatives du polymère et plus particulièrement à son émissivité et de sa transmittivité. Selon la faculté du solide à transmettre le rayonnement, la réaction peut se produire à différentes profondeurs.

En surface, l'oxygène de l'air produit une réaction thermo-oxydative qui conduit à la formation d'un résidu carboné visqueux [Pal et Mackàsy (1991)]. Cette fine couche oxydée, communément appelée goudron (*tar* en anglais) [figure(2.7)] affecte fortement le processus et la cinétique de décomposition thermique. Les travaux de Brausman (1988) puis Kashiwagi (1994) étayent cette remarque. Ils montrent, par ailleurs, que la décomposition est accélérée en présence d'oxydant.

De son coté, Anderson (1997) indique que la combustion de ce type de polymère peut être modélisée en utilisant une approche similaire à celle des liquides inflammables [6]. Dans notre cas, la combustion du polyester ne sera pas traitée suivant cette approche.

5. Bien qu'il ne s'agisse pas à proprement parlé d'un liquide dans tous les cas, mais plutôt d'un sous produit liquide.

6. Il convient de souligner que tous les polymères liquides ne subissent pas de processus de décomposition mais vaporisent simplement.

Décomposition d'un polymère avec formation d'un résidu carboné solide : cas du balsa

D'autres polymères, tels que les thermodurcissables mais également les matériaux à base de cellulose (ou cellulosique), se dégradent thermiquement en générant une phase gazeuse et un résidu solide carboné communément appelé *carbonisat* ou *charbon* (en anglais *char*) [Figure (2.7)]. Ce type de décomposition est défini par le mécanisme (E) de la figure (2.5).

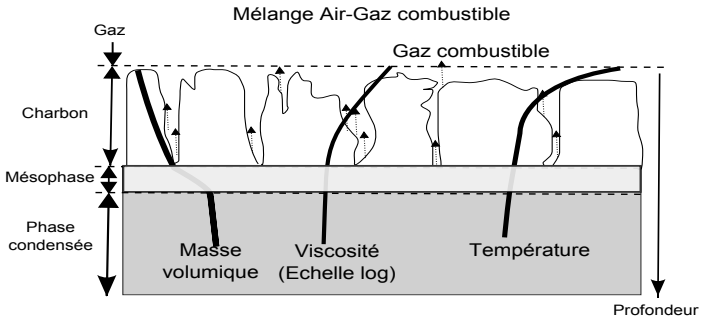


FIGURE 2.7 – *Mécanisme de décomposition d'un solide produisant du charbon.*

Sous l'action de la chaleur, un craquage thermique des molécules complexes génère la formation en surface d'une couche carbonée. Rappelons ici que la proportion de gaz inflammables et de charbon produits dépend des conditions de température, de pression, et de l'environnement dans lequel la pyrolyse a lieu. Cette couche de charbon[7] qui résulte des réactions de réarrangement et de réticulation de la phase condensée, réduit le transfert thermique entre la source de chaleur et la phase vierge. Cette phase limite le taux de réaction [Kimoto et Tanaka (2004)]. Au cours de la carbonisation du solide, les gradients de pression génèrent la formation de fissures dans la couche carbonée. Celles-ci permettent de refoules les gaz produits par la décomposition du solide. Parker (1992), Levchik et Wilkie (2000) précisent que ces gaz de pyrolyse vont refroidir par convection les résidus dont la température est nettement supérieure à celle des gaz.

A titre d'exemple, le processus de dégradation du bois sera traité plus en détail dans le suite de ce mémoire.

2.1.3 Cinétique de décomposition thermique en phase solide

2.1.3.1 Mécanisme réactionnel

La dégradation d'un échantillon solide fait généralement intervenir de nombreux mécanismes et constituants chimiques. Devant la complexité de ces mécanismes, il est souvent difficile d'identifier l'ensemble des produits formés et des réactions chimiques.

7. Issu d'une combustion incomplète, le charbon est riche en carbone et contient des traces de composés aromatiques, aliphatiques et des charges minérales. Il peut être constitué de régions semi-cristallines ou amorphes et sa formation dépend de la nature chimique de la matrice polymère.

De manière générale, l'approche la plus couramment utilisée pour décrire la décomposition d'un solide consiste à ne pas distinguer les différents produits de la décomposition, mais à les rassembler en pseudo-espèces. Selon ce principe, les produits de dégradation sont regroupés sous le nom de résidu solide (partie du solide n'ayant pas réagi et résidu carboné) alors que la phase gazeuse est divisée en une partie condensable et une partie non condensable. C'est en se basant sur cette approche que Font *et al* (2001) considèrent, dans le cas le plus simple, qu'une réaction primaire dégrade le solide initial en un résidu carboné solide et en gaz de pyrolyse :

$$S \longrightarrow v.R + (1 - v)G \tag{2.1}$$

où S représente le solide initial, R le résidu carboné solide et G les espèces gazeuses. v est le coefficient stoechiométrique. Ce type de réaction trop élémentaire ne permet toutefois pas la description fidèle d'une décomposition thermique engendrée par une multitude de réactions chimiques.

En s'intéressant aux diverses réactions existantes, il est possible néanmoins de distinguer le cas de réactions *concomitantes indépendantes*, c'est-à-dire de réactions parallèles dites *jumelles* qui diffèrent des réactions parallèles dites *compétitives*. Ces réactions sont employées dans le cas de dégradations thermiques où le solide de départ se décompose en plusieurs produits, par exemple dans le cas où la formation du résidu solide carboné (char) et la formation des matières volatiles s'effectuent à l'aide de deux réactions parallèles et indépendantes.

$$\text{Solide} \begin{cases} \nearrow \text{Résidu carboné 1 + gaz 1} \\ \searrow \text{Résidu carboné 2 + gaz 2} \end{cases} \tag{2.2}$$

Les réactions primaires peuvent ensuite subir des réactions secondaires difficiles à identifier et à isoler. En effet, pour la grande majorité des produits solides, le réactif solide de départ et les produits solides intermédiaires formés réagissent dans une seule direction, c'est-à-dire vers les produits finaux. Ces réactions dites *consécutives* (en série ou successives) peuvent avoir une courte durée de vie et s'effectuent par étapes avec la formation de sous-produits intermédiaires :

$$\text{Solide} \longrightarrow \text{Solide Actif} \longrightarrow ... \longrightarrow \text{Résidu carboné + gaz de pyrolyse} \tag{2.3}$$

D'une manière générale, la dégradation thermique d'un polymère solide met en jeu un grand nombre de réactions concomitantes, consécutives ou bien encore diverses combinaisons de toutes ces réactions qu'il faut être capable de modéliser [Vyazovkin et Wight (1999)].

2.1.3.2 Détermination des paramètres cinétiques

Pour l'heure, il n'existe pas de formulations des lois cinétiques dominantes pour décrire la dégradation thermique d'un solide.

Le taux de réaction (parfois appelé taux de décomposition ou taux de pyrolyse noté $\dot{\omega}_p$) s'exprime couramment en fonction du degré d'avancement d'une espèce solide α_i, donnée par l'équation différentielle :

$$\dot{\omega}_p = \frac{d\alpha_i}{dt} = K(T)\, f(\alpha_i) \tag{2.4}$$

La loi d'Arrhenius du premier ordre est la forme la plus couramment retenue pour l'expression analytique de la constante de vitesse K :

$$K = A\, e^{-E/RT(\mathbf{x},t)} \tag{2.5}$$

Sous une forme complète, i.e. en tenant compte en plus de la teneur en oxygène Y_{0_2}, l'équation (2.4) devient :

$$\boxed{\dot{\omega}_p = A\, Y_{0_2}^m(\mathbf{x},t)\, Y_s^n(\mathbf{x},t)\, e^{-E/RT(\mathbf{x},t)}} \tag{2.6}$$

Avec E l'énergie d'activation, R la constante des gaz parfaits, T la température, A un facteur pré-exponential, $Y_{0_2}(\mathbf{x},t)$ la fraction massique locale en comburant, m et n des exposants des fractions exprimant l'ordre de chaque réactif, $Y_s(\mathbf{x},t) = f(\alpha_i)$ la fraction massique de combustible et α_i est le degré d'avancement, défini par :

$$\alpha_i(t) = \frac{m_0 - m_i(t)}{m_0 - m_\infty}, \tag{2.7}$$

où m_0 renvoie à la masse initiale du polymère, $m_i(t)$ la masse d'une espèce solide i à un temps t et m_∞ est la masse obtenue en fin de dégradation thermique.

Les processus de dégradation hétérogènes peuvent être décrits à travers différents mécanismes (nucléation, diffusion tridimensionnelle). Le modèle cinétique est défini en choisissant une fonction de réaction $Y_s = f(\alpha_i)$. Le choix de Y_s dépend du mécanisme supposé de décomposition ainsi que du matériau étudié. De façon générale, le mécanisme obéit à une loi cinétique simple d'ordre apparent n du type $(1-\alpha)^n$. Elle permet néanmoins une caractérisation des paramètres cinétiques dans le but de simuler la décomposition du solide considéré.
Compte tenu des gradients de température au sein de la phase condensée, le taux de décomposition évolue en profondeur. En définissant la fraction massique de gaz combustibles présente dans les produits de dégradation $Y_{F,s}(\mathbf{x},t)$, comme la contribution globale de tous les composés qui peuvent être oxydés, Torero (2008), le taux de perte de masse local s'écrit :

$$\dot{m}_p'''(x,t) = Y_{F,s}(\mathbf{x},t) \sum_{i=1}^{N} \left[A_i Y_{0_2}^{m_i}(\mathbf{x},t) Y_s^{n_i}(\mathbf{x},t) e^{-E_i/RT(\mathbf{x},t)} \right] \tag{2.8}$$

Pour obtenir le taux de perte de masse total par unité de surface, il suffit d'intégrer l'équation (2.8) dans l'ensemble de l'épaisseur, en tenant compte de la perméabilité $\chi(\mathbf{x},t)$ du matériau :

$$\boxed{\dot{m}_p''(\mathbf{x},t) = \int_0^L \chi(\mathbf{x},t) \left[Y_{F,s}(\mathbf{x},t) \sum_{i=1}^{N} \left(A_i Y_{0_2}^{m_i}(\mathbf{x},t) Y_s^{n_i}(\mathbf{x},t) e^{-E_i/RT(\mathbf{x},t)} \right) \right] dx} \tag{2.9}$$

Pour de plus amples renseignements, l'auteur renvoie aux travaux de thèse de Bustamante Valencia (2009) qui énumère l'ensemble des approches de modélisation de la cinétique de la phase solide.

On a vu dans le chapitre précédent qu'il existait de nombreuses méthodes pour déterminer les paramètres cinétiques. Pour autant ces approches restent toutefois très limitées pour évaluer l'ensemble des données d'un schéma multiréactionnel. De fait, la tendance en cours pour l'optimisation des paramètres cinétiques est l'utilisation d'algorithmes génétique suivant le principe décrit dans le chapitre (1.4.2.2). C'est cette approche qui sera utilisée dans la suite de ce mémoire.

2.2 Présentation qualitative de l'ignition des solides : allumage piloté

2.2.1 Généralité

L'apparition d'une flamme découle des processus de décomposition thermique présentés dans la section précédente. L'inflammation peut être considérée comme la troisième étape du "*processus de combustion*" après l'échauffement et la décomposition [Fig. (2.8)]. Les termes d'*allumage*, de *mise à feu* ou d'*ignition* décrivent la naissance d'une flamme au voisinage immédiat d'un polymère. En réalité, les solides [8] comme les liquides ne s'enflamment pas. Seuls les gaz vont brûler. De manière générale, le processus d'ignition d'un polymère exposé à une source externe est illustré sur la figure (2.8). Pour que l'inflammation puisse s'établir, il faut pouvoir élever la

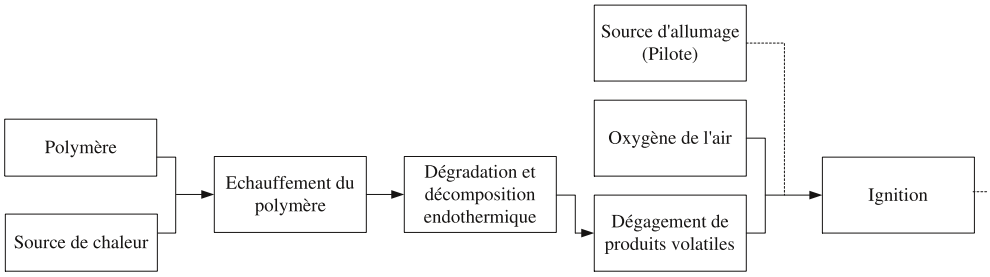


Figure 2.8 – *Schéma du processus d'ignition.*

température de surface d'un polymère jusqu'à ce qu'il existe en surface, un mélange inflammable d'espèces volatiles et d'oxygène. En d'autres termes, la tension de gaz doit correspondre à la limite inférieure d'inflammabilité (LII). Si la production de gaz de pyrolyse à partir de la surface du matériau est insuffisante, alors cette inflammation ne se traduit que par un flash ponctuel. Si le débit massique de produit gaz combustible est suffisant, une flamme de diffusion persistante s'établie alors au-dessus du matériau. Cette condition n'est toutefois pas suffisante et l'inflammation nécessite un apport local d'énergie. Cette quantité d'énergie nécessaire au démarrage de la réaction chimique de combustion est nommée *énergie d'activation*. Elle dépend de l'état du combustible, de la pression et de la température. Dès lors qu'elle est apportée par une source extérieure (flamme pilote ou étincelle électrique), l'allumage est dit *piloté*. L'ignition peut être *spontanée* (on parle également d'*auto-inflammation*) lorsque l'apport énergétique ne résulte que de l'exothermicité des réactions d'oxydation dans la phase gazeuse.

Ces observations ont permis de décrire l'inflammation, mais plus particulièrement le concept de combustion, sous le symbolisme d'un "*triangle de feu*" reliant un *combustible*, un *comburant* et une *énergie*. Tous ces éléments, dans des proportions appropriées, sont essentiels pour générer l'apparition d'une flamme. Si l'un d'eux fait défaut, l'inflammation ne peut se déclarer et la combustion ne peut pas se propager. Des recherches mettent en évidence le rôle d'un quatrième composant : la *réaction chimique des chaînes* [Fig. (2.9)]. Haessler (1974) change ce triangle en "*tétraèdre du feu*" ou "*pyramide du feu*".

8. Hormis quelques exceptions (combustion du carbone par exemple) la combustion d'un solide se produit en phase gazeuse.

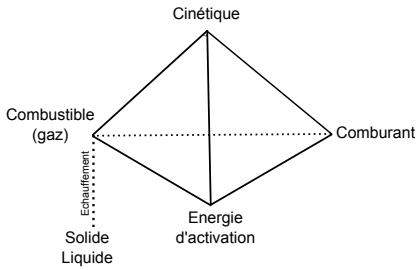


FIGURE 2.9 – *Tétraèdre du feu suivant Haessler (1974).*

L'aptitude d'un polymère à s'enflammer peut être caractérisée par un paramètre empirique, souvent appelé improprement *température d'ignition* [Simms (1963) Martin (1965)]. Cette température représente la température minimale à laquelle la surface doit être portée pour s'enflammer. Il est possible de discerner la température d'ignition pilotée (ou provoquée) et la température d'ignition spontanée (au auto-inflammation), lorsque ce paramètre est déterminé au moyen d'essais normalisés en recourant ou non à une source d'énergie extérieure, communément appelée *pilote*. Ces températures dépendent dans une large mesure de la taille et de la forme des matériaux en présence, de l'environnement ambiant (pression, concentration d'oxygène, ventilation), de la source de chaleur, etc. C'est pour cette raison que les données publiées relatives aux températures d'ignition pilotée ou spontanée peuvent varier sensiblement d'un document à l'autre.

La température de surface n'est toutefois pas le seul indicateur de l'inflammation. Kanury (2002) indique qu'il est possible de caractériser l'ignition en définissant d'autres paramètres empiriques tels que :

- la température moyenne du solide [Simms (1963) Martin (1965)] ;
- le taux de pyrolyse [Bamford et Crank (1946)] ;
- la profondeur de charbon [Sauer (1956)] ;
- l'augmentation de la température local des gaz ;
- la vitesse de réaction [Kashiwagi (1974)].

Pour l'heure, la détermination expérimentale de tous ces paramètres reste délicate et la mesure est étroitement liée à l'environnement du matériau. De fait, la communauté scientifique préfère à ces paramètres, l'utilisation des valeurs critiques de la température de surface et du taux de pyrolyse afin de prédire l'ignition. Dans le cas de la présente étude, le taux de pyrolyse et la loi cinétique chimique seront utilisés pour modéliser l'ignition du sandwich.

L'inflammabilité d'un solide dépend donc de la facilité avec laquelle il est possible d'amener sa température de surface au point d'inflammation. Ce tte faculté d'échauffement dépend principalement de l'épaisseur et des propriétés physiques du solide, autrement dit de sa conductivité thermique (k), de sa masse volumique (ρ) et de sa capacité thermique (c). Le taux d'élévation de la température dépend directement de l'effusivité thermique du solide, c'est-a-dire la racine carré du produit $k\rho c$. Rappelons que l'effusité d'un matériau est sa capacité à échanger de l'énergie thermique avec son environnement.

Enfin, la vitesse à laquelle la température de surface va être amenée à la tempé-

rature d'ignition est évaluée en mesurant le temps d'ignition. Ce délai dépend de la capacité du solide à s'échauffer et donc directement de l'effusivité thermique.

L'ensemble de ces propriétés extrinsèques au matériau, à savoir : le délai d'ignition, la température d'ignition pilotée et l'effusivité, peuvent être mesurés expérimentalement ou définis de façon théorique à partir des simplifications mathématiques présentées dans la présente section. Parmi les travaux réalisés sur le sujet, notables sont ceux de Quintiere et Harkleroad (1985), Delichatsios *et al* (1991), Janssens (1993), Hopkins et Quintiere (1996), Moghtaderi *et al* (1997) Spearpoint et Quintiere (2001) et Tewarson (1995).

Les paragraphes qui suivent, abordent de façon qualitative l'ignition (allumage piloté) d'un matériau solide. Ils sont l'occasion de présenter des modèles empiriques et théoriques liés à l'allumage d'un polymère. L'auto-ignition (ou auto-inflammation) d'un corps solide, phénomène beaucoup plus complexe n'est pas abordée dans ce mémoire.

2.2.2 Bilan d'énergie à la surface

L'ignition dépend de la propension d'un solide à diffuser la chaleur. Dès lors pour prédire correctement l'inflammation, il convient d'écrire le bilan d'énergie simplifié en sa surface lorsqu'il est éclairé énergétiquement.

Soit un mur infini, d'épaisseur finie L, exposé à un niveau d'irradiance uniforme $\dot{q}_i$ à sa surface. Le mur est supposé homogène, isotrope et inerte. De cette façon, la décomposition chimique et le changement d'état sont négligés. Ces simplifications permettent de réduire le cas étudié à un simple problème de transfert conductif unidimensionnel comme l'illustre la figure (2.10).

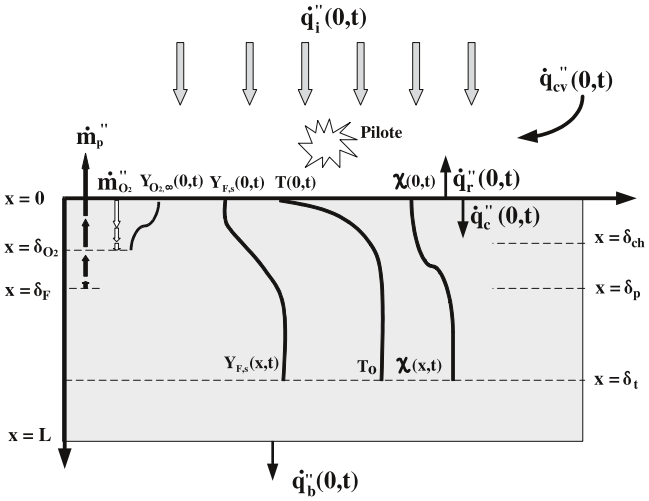


FIGURE 2.10 – *Bilan énergétique en surface. Extrait de Torero (2008).*

Le bilan énergétique au sein du solide est alors gouverné par l'équation :

$$\rho_s c_{p,s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_s \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \dot{q}'''_r \tag{2.10}$$

où ρ est la masse volumique, c_p la capacité thermique à pression constante, k la conductivité thermique, T la température , t le temps et $\dot{q}'''_r$ la densité de flux radiatif par unité de volume. Ce dernier terme est justifié uniquement dans le cas d'un

matériau semi-transparent. L'indice s renvoie ici au solide. Cette relation exprime simplement que l'énergie thermique s'accumulant dans le matériau, est le bilan entre les flux thermiques entrants et sortants. A celle-ci, il convient d'ajouter comme conditions aux limites :

en $x = 0$:

$$0 = -k_s \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0^+} + \dot{q}_i'' - \varepsilon_s(0,t)\sigma(T^4(0,t) - T_\infty^4) - h_{cv}(t)\Big(T(0,t) - T_\infty\Big) \tag{2.11}$$

pour $x \rightarrow L$:

$$0 = -k_s \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=L^-} + k_b \frac{\partial T_b}{\partial x}\Big|_{x=L^+} \tag{2.12}$$

où les indices s et b renvoient au solide et à la face arrière.

Ce bilan peut être simplifié en supposant que l'éclairement incident est absorbé en surface ($\alpha = \varepsilon = 1$ d'après la loi de Kirchhoff) et des propriétés thermiques constantes. En d'autre terme le matériau est considéré opaque au rayonnement. On peut alors négliger le terme source provenant de l'absorption radiative en profondeur $\dot{q}_r'''$ dans l'équation (2.10) et écrire :

$$\boxed{\rho_c c_{p,s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = k_s\Big(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\Big)} \tag{2.13}$$

avec comme conditions aux limites :

en $x = 0$

$$0 = -k_s \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0^+} + \dot{q}_i'' - \sigma\big(T^4(0,t) - T_0^4\big) - h_{cv}(t)\big(T(0,t) - T_\infty\big) \tag{2.14}$$

pour $x \rightarrow L$:

$$0 = -k_s \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=L^-} \tag{2.15}$$

Mikkola et Wichman (1989) suggèrent de linéariser les pertes radiatives à la surface dans le terme convectif h_{ig} [9] de sorte que :

$$\boxed{h_{ig} = h_{cv} + \epsilon\sigma \frac{T_s^4 - T_\infty^4}{T_s - T_\infty}} \tag{2.16}$$

La condition à la limite $x = 0$ devient alors :

$$x = 0 \longrightarrow 0 = -k_s \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0^+} + \dot{q}_i'' - h_{ig}(t)\big(T(0,t) - T_\infty\big) \tag{2.17}$$

L'utilisation de ce bilan induit toutefois de définir le comportement thermique du matériau étudié.

9. Il est important de préciser que tous les coefficients d'échanges convectifs sont des valeurs moyennes spatiales théoriquement notées $\overline{h_{cv}}$. Dans le cas d'une surface horizontale, Janssens (1993) recommande d'utiliser :

$$h_{cv} = 0,01198 + 3,74.10^{-4}\dot{q}_i'' \qquad \text{pour} \qquad \dot{q}_i'' < 50\,kW.m^{-2}$$

$$h_{cv} = 0,0255 + 6,5.10^{-5}\dot{q}_i'' \qquad \text{pour} \qquad \dot{q}_i'' \geqslant 50\,kW.m^{-2}$$

Dans le cas spécifique au panneau radiant, Babrauskas (2003) préconise d'employer $h_{cv} = 0,015\,kW.m^{-2}K^{-1}$ et Dietenberger (1995) suggère la relation :

$$h_{cv} = (0,0139 + 0,0138.x)(\dot{q}_{50}'')^{0,25}$$

où x est la position latérale le long de l'éprouvette.

2.2.2.1 Comportement thermique d'un solide polymère

L'ignition d'un polymère dépend fortement de son épaisseur et ses propriétés thermiques. Un solide "mince" peut très facilement prendre feu parce que sa température tend rapidement à devenir uniforme en raison de sa faible effusivité (i.e. son inertie thermique). Autrement dit, il suffit d'une quantité relativement faible de chaleur pour élever sa température au point d'ignition. En revanche un solide épais va avoir tendance à diffuser la chaleur par conduction au sein de la masse du solide, ce qui limite l'élévation de sa température de surface, et par conséquent son ignition. De fait, le taux d'élévation de la température dépend directement de l'inertie thermique du solide. Il apparaît clairement qu'un matériau épais, doté d'une forte inertie thermique, met plus de temps à s'enflammer sous l'effet d'un flux thermique donné, qu'un matériau de la même épaisseur dont l'inertie thermique est moindre. Par conséquent, l'ignition d'un solide est fortement conditionnée par son comportement thermique. La détermination des propriétés d'ignition d'un matériau induit donc la nécessité de le caractériser thermiquement.

Un matériau homogène exposé à un flux radiatif peut être caractérisé thermiquement en utilisant le *nombre de Biot radiatif* défini par $Bi_r = h_r L.k_s^{-1}$ avec h_r le coefficient d'échange de chaleur radiatif, k_s la conductivité thermique du matériau, et L une longueur caractéristique (en principe l'épaisseur du matériau). Un corps peut alors être classé, comme thermiquement mince (la température est supposée identique dans tout le solide) ou thermiquement épais (s'il existe un gradient de température entre deux faces opposées), en fonction de ce critère. Si le milieu dans lequel les effets conductifs prévalent sur les effets radiatifs, la température est uniforme. Par analogie de comportement, un matériau est dit thermiquement fin si et seulement si $Bi_r \ll 0.1$.

Dans le cas où un matériau n'est plus homogène (matériau composite entre-autre) le nombre de Biot radiatif ne peut plus en théorie être utilisé. Actuellement, il est très difficile de définir le comportement thermique de ce type de matériau si bien qu'à défaut de mieux, cette approche est appliquée.

Une autre approche consiste donc à évaluer la profondeur de diffusion de la chaleur. En effet, lorsque un solide est exposé à un flux de chaleur uniforme $\dot{q}_i''$, une onde thermique diffuse au sein d'un matériau comme l'illustre la figure (2.4). La région qui a été échauffée, est quantifiée par la profondeur de pénétration thermique $x = \delta_t(t)$, qui désigne la profondeur de perturbation thermique dans un solide à l'instant t. La vitesse de diffusion $v_t(t) = \dfrac{d\delta_t(t)}{dt}$ peut être obtenue par simple dérivation.

Cette approche considère qu'un solide est thermiquement épais si la profondeur de pénétration thermique $\delta_t(t)$ n'excède pas son épaisseur L. Celle-ci est définie par $\delta_t(t) > A\sqrt{\alpha_s t}$ où α est la diffusivité thermique. A est une constante comprise entre 1,13 et 4 qui évolue d'un auteur à l'autre [Dusimberre (1961), Dembsey et Jacoby (2000)]. Dès lors que δ_t devient supérieure à L, la température peut être considérée comme uniforme dans tout le solide ; le matériau est alors considéré comme thermiquement fin.

Ce classement préalable est nécessaire pour définir les corrélations à utiliser pour caractériser les propriétés d'ignition (délai d'ignition, température et flux minimum d'inflammation et effusivité thermique). Leur détermination permet d'assurer un caractère prédictif aux mesures comparatives sur les matériaux.

2.2.2.2 Corps thermiquement fin

Température de surface

Dans le cas de figure où le matériau est thermiquement fin et sa face arrière est isolée, le bilan énergétique en surface est donné :

En $x = 0$

$$L\rho c\frac{\partial T_s}{\partial t} = \dot{q}_i^{''} - h_{cv}\left(T_s(t) - T_\infty\right) \tag{2.18}$$

En $x = L$:

$$\dot{q}_b^{''}(L,2) = 0 \tag{2.19}$$

où L est l'épaisseur de l'échantillon, $\dot{q}_i^{''}$ est la densité de flux incident [10].

Carslaw et Jaeger (1959), puis Simms (1963), proposent de ce bilan une solution analytique complète et définissent la température de surface par :

$$\boxed{T_s = T_0 + \frac{\dot{q}_i^{''}}{h_{ig}}\left[1 - \exp^{-\left(\frac{2h_{ig}t_{ig}}{L\rho c}\right)}\right]} \tag{2.20}$$

Délai d'ignition

Il est possible de simplifier l'analyse pratique de l'allumage et de décrire le temps d'ignition t_{ig} [Quintiere (2006)] par :

$$t_{ig} = t_{ch} + t_r + t_p \tag{2.21}$$

où

- t_{ch} : le temps caractéristique chimique, représente le délai nécessaire pour que le mélange gazeux s'enflamme à partir d'un apport d'énergie.
- t_r : le temps caractéristique de résidence, désigne le temps de diffusion ou de transport nécessaire pour que les concentrations de gaz combustible et d'oxygène réagissent.
- t_p : le temps de pyrolyse de la phase solide, caractérise le délai nécessaire pour que la surface du matériau soumise à un flux thermique atteigne la température critique de pyrolyse de la phase solide.

De façon générale, lorsque l'inflammation est pilotée, le délai d'allumage est simplement identifié au temps nécessaire pour que la température de surface atteigne la température de pyrolyse. Il apparaît alors que $\boxed{t_{ig} \approx t_p}$. Par application de cette égalité, à savoir lorsque $T_s \sim T_p$), le délai d'allumage s'exprime alors :

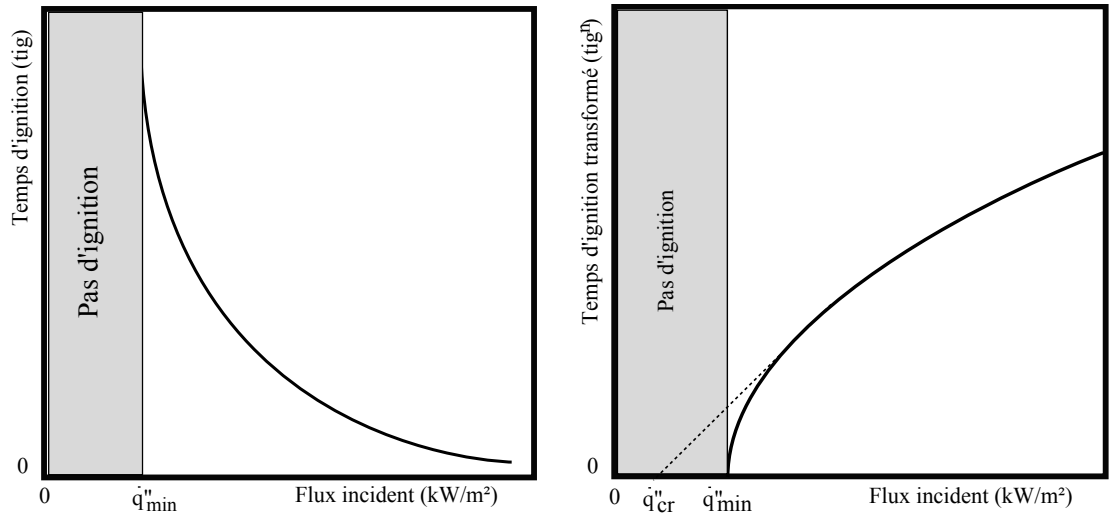
$$\boxed{t_{ig} = \frac{L\rho c}{2h_{ig}}\ln\left(\frac{a_s\dot{q}_i^{''}}{a_s\dot{q}_i^{''} + h_{ig}(T_p - T_0)}\right)}. \tag{2.22}$$

10. Dans ce mémoire, on parlera toujours de flux thermique, noté théoriquement $\dot{q}$ en $[W]$ bien qu'il s'agisse parfois d'une densité de flux $\dot{q}^{''}$ en $[W.m^{-2}]$. Cet abus de langage est courant dans le domaine.

a_s est l'absorptivité. Cette expression traduit la décroissance asymptotiquement du temps d'ignition avec le flux incident $\dot{q}_i^{''}$ comme l'illustre la figure (2.11.a). En effet, l'augmentation du niveau d'irradiance incident en surface conduit expérimentalement à une décroissance exponentielle du délai pour porter la température de surface jusqu'à la température d'ignition.

Température d'ignition et effusivité

Le flux minimum d'ignition peut être évalué en utilisant l'approche de Janssens (2003). Il suggère de tracer l'inverse du temps d'inflammation expérimental en fonction du flux incident $\dot{q}_i^{''}$ [Figure (2.11)]. Son approche conduit à une courbe de type hyperbolique dont l'asymptote fournie la valeur de l'énergie minimale d'inflammation $\dot{q}_{min}^{''}$. En dessous de cette valeur, le matériau ne s'enflamme pas car l'apport énergétique est trop faible. L'éclairement critique $\dot{q}_{cr}^{''}$ représente l'énergie théorique nécessaire à l'ignition et peut être déterminé à partir de l'intersection de la droite avec l'axe des abscisses. Il convient de souligner que ce flux n'a pas toujours de sens physique car en fonction des matériaux il est possible de trouver des valeurs négatives, ce qui signifierait que le matériau s'enflamme à des températures plus faibles que la température ambiante (initialement à 20°C). Par conséquent, il est préférable d'utiliser $\dot{q}_{min}^{''}$.



a/ Temps d'ignition t^{ig} en fonction de l'éclairement énergétique $\dot{q}_i^{''}$.

b/ Temps d'ignition corrélé t_{ig}^{n} en fonction de l'éclairement énergétique $\dot{q}_i^{''}$.

FIGURE 2.11 – *Evolution du temps d'inflammation en fonction du flux suivant l'approche de Janssens (2003).*

Janssens transcrit de façon analytique l'évolution du temps d'ignition en fonction du flux incident par l'expression

$$\dot{q}_i^{''} = 0.97\dot{q}_{min}^{''}\left(0.53 + \frac{L\rho c}{h_{ig}t_{ig}}\right) \tag{2.23}$$

La connaissance de $\dot{q}_{min}^{''}$ permet l'évaluation de la température minimale d'ignition T_{ig} d'un matériau thermiquement mince par une méthode itérative (écart $\epsilon \leq$ seuil défini) en écrivant un simple bilan en surface :

$$\boxed{a_s\dot{q}_{min}^{''} = h_{cv}(T_{ig} - T_0) + \varepsilon\sigma\left(T_s^4(t) - T_\infty^4\right)} \tag{2.24}$$

L'inertie du matériau peut être définie par :

$$\boxed{\rho c = \frac{1.03 h_{ig}}{L\,\dot{q}''_{min} a_{slope}} = \frac{0.53 h_{ig}}{L\,\dot{q}''_{cr}\,a_{slope}}} \tag{2.25}$$

avec ρ la masse volumique, c la chaleur spécifique. Les résultats obtenus ne sont pas forcément très significatifs au-delà d'un certain flux. En effet, pour de nombreux polymères, au delà de $100\,kW.m^{-2}$, le terme de résistance thermique n'a plus de sens car l'inflammation est instantanée. L'hypothèse alors émise $t_{ig} \sim t_p$ n'est plus valade car $t_p < t_{ch} + t_r$.

Il faut également spécifier qu'en fonction des conditions d'échauffement un matériau thermique fin peut devenir thermiquement épais.

2.2.2.3 Corps thermiquement épais

Température de surface

Soit un corps semi-infini en épaisseur, initialement à T_0, soumis à un flux constant $\dot{q}''_i$. En fonction des conditions limites, la solution analytique du bilan d'énergie en surface [Eq. (2.13)] prend différentes formes [Tab. (2.3)] :

TABLE 2.3 – *Solution de l'équation de diffusion de la chaleur*

		CONDITIONS LIMITES	SOLUTIONS
A	$x = 0$	$-k\frac{\partial T}{\partial x} = \dot{q}''_i$	$T(x,t) = T_0 + \dot{q}''_i . \frac{\delta}{k}\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} . e^{\left(-x/u\right)^2} - \frac{x}{u}\mathrm{erfc}\left(\frac{x}{u}\right)\right]$
	$x \to \infty$	$T \to T_0$	
B	$x = 0$	$-k\frac{\partial T}{\partial x} = \dot{q}''_i - h_{ig}(T - T_0)$	$T(x,t) = T_0 + \frac{\dot{q}''_i}{h_{ig}}\left[\mathrm{erfc}\left(\frac{x}{u}\right) - \mathrm{e}^{\left[\frac{x}{k/h_{ig}} + \frac{t}{t_c}\right]}\mathrm{erfc}\left(\frac{x}{u} + \sqrt{\frac{t}{t_c}}\right)\right]$
	$x \to \infty$	$T \to T_0$	
C	$x = 0$	$-k\frac{\partial T}{\partial x} = \dot{q}''_i$	$T(x,t) = T_0 + \frac{\dot{q}''_i}{u/k}\sum_{n=0}^{\infty}\left[\mathrm{ierfc}\left(\frac{2n + x/L}{u/L}\right) + \mathrm{ierfc}\left(\frac{2(n+1) - x/L}{u/L}\right)\right]$
	$x = L$	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$	
D	$x = 0$	$-k\frac{\partial T}{\partial x} = \dot{q}''_i - h_{ig}(T - T_0)$	$T(x,t) = T_0 + \frac{\dot{q}''_i}{h_{ig}}\left[1 - \sum_{n=1}^{\infty}\left(\frac{4\sin(\lambda_n L)}{2\lambda_n L + sin(2\lambda_n L)}\cos(\lambda_n(L-x)) e^{\left(-\frac{k}{\rho c}\lambda_n^2 t\right)}\right)\right]$
	$x = L$	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$	

avec $u = \sqrt{4\alpha t}$, $t_c = \frac{k\rho c}{h_{ig}^2}$ et $\mathrm{ierfc}(x) = \frac{e^{-x^2}}{\sqrt{\pi}} - x.\mathrm{erfc}(x)$

A : Solide semi-infini exposé à un flux radiatif net constant (sans perte de chaleur en surface).

B : Solide semi-infini exposé à un flux radiatif incident constant avec des pertes par convection en surface (les pertes radiatives sont linéarisées dans le terme convective h_{ig}) .

C : Solide d'épaisseur L exposé à un flux radiatif net constant sans pertes de chaleur en surface et parfaitement isolé en face arrière.

D : Solide d'épaisseur L exposé à un flux radiatif incident constant avec des pertes par convection en surface (les pertes radiatives sont linéarisées dans le terme convective h_{ig}) et parfaitement isolé en face arrière.

La température d'ignition peut être évaluée en posant x=0 et $T(0,t) = T_s = T_{ig}$ lorsque $t = t_{ig}$. Dans le cas de figure (B), la solution analytique devient :

$$T_{ig} = T_0 + \frac{\dot{q}''_i}{h_{ig}}\left[1 - e^{\left(\frac{h_{ig}^2 t_{ig}}{k_s\rho_s c_s}\right)}\mathrm{erfc}\left(\sqrt{\frac{t_{ig}h_{ig}^2}{k_s\rho_s c_s}}\right)\right] \tag{2.26}$$

Simms (1963) simplifie l'écriture de cette équation à :

$$T_{ig} = T_0 + 2\dot{q}_i^{''}\frac{\sqrt{t_{ig}}}{b} \tag{2.27}$$

L'élévation de température $T_{ig} - T_0$ est ainsi proportionnelle à $\dot{q}_i^{''}$ et à $\sqrt{t_{ig}}$, et est inversement proportionnelle à $\sqrt{k_s\rho_s c_s}$. Dans cette équation, l'effusivité thermique est notée $b = \sqrt{k_s\rho_s c_s}$.

Délai d'ignition

A partir d'un simple bilan de surface, en admettant que ($T_s = T_{ig}$), Carslaw et Jaeger (1959) définissent analytiquement le délai d'allumage par l'expression :

$$\boxed{t_{ig} \approx \frac{\pi}{4}\frac{(k_s\rho_s c_s)(T_{ig} - T_0)^2}{(\dot{q}_i^{''})^2}} \tag{2.28}$$

Cette expression relie le temps d'ignition aux propriétés thermo-physiques du matériau supposées constantes dans le domaine de température.

De façon similaire, Hallman (1971) détermine le temps d'inflammation en introduisant les caractéristiques du spectre d'absorption du matériau, tandis que Tewarson (1994) propose de tenir compte du flux critique $\dot{q}_{cr}^{''}$. L'auteur a montré que pour des éclairements faibles (inférieurs à $100\,kW.m^{-2}$), l'équilibre entre le temps d'ignition et le flux incident s'écrit selon l'expression (2.29).

$$\sqrt{\frac{1}{t_{ig}}} = \frac{\sqrt{\frac{\pi}{4}}(\dot{q}_i^{''} - \dot{q}_{min}^{''})}{TRP} \tag{2.29}$$

Le tracé de la racine de l'inverse du temps d'ignition avec le flux incident est une fonction linéaire, lorsque l'équilibre thermique est atteint. La pente de cette droite est liée au paramètre de réponse thermique TRP défini par l'équation (2.32).

Bushman (1962) puis Smith et Satija (1981) et Shields *et al* (1994) suggèrent d'utiliser des données expérimentales corrélées afin de simplifier la relation entre le flux incident et le temps d'ignition.

$$t_{ig}^{-n} = cte(\dot{q}_i^{''} - \dot{q}_{min}^{''}) \tag{2.30}$$

où cte et n sont des constantes expérimentales. Abu zaid (1988) et Mikkola et Wichman (1989) affectent à n la valeur de 0,5. Grenier et Janssens (1997) préconisent de leur côté une valeur de 0,55.

De nombreux travaux dérivés de ceux de Carlaw et Jaeger, ont donc été réalisé afin de prédire les temps d'inflammation de matériaux thermiquement épais. Mikkola (1992) indique néanmoins qu'il existe de nombreuses confusions sur la manière de présenter et d'interpréter les données expérimentales (voir corrélations de Hallman (1971), Babrauskas et Parker, Quintiere et Harkleroad (1985), Atreya). Il précise également que les corrélations issues des données expérimentales pour déterminer le temps d'ignition doivent avoir un fondement théorique. De fait, il préconise l'utilisation des corrélations proposées par Abu-Zaid, Mikkola et Wichman ou encore celles proposées par Janssens.

Température d'ignition et effusivité

La température peut être évaluée de façon similaire à celle présentée pour les matériaux thermiquement fins.

En effet, le temps d'allumage d'un matériau thermiquement épais décroît également asymptotiquement avec le flux incident $\dot{q}_i^{''}$ comme l'illustre la figure (2.11.a). D'après l'approche de Janssens (1993), l'éclairement minimum d'ignition d'un matériau thermiquement épais peut être évalué en traçant le temps d'inflammation expérimental transformé t^n (avec n=-0.55 à présent) en fonction de l'irradiance incidente $\dot{q}_i^{''}$ [Figure (2.11.b)]. L'intersection de la droite avec l'axe des abscisses permet la détermination du $\dot{q}_{min}^{''}$. La valeur minimale d'ignition est, rappelons le, une propriété extrinsèque au matériau qui dépend des conditions aux limites associées aux équations du transfert thermique. Cette valeur permet d'estimer la température d'ignition T_{ig} du matériau en présence en effectuant un simple bilan thermique en sa surface et en résolvant l'équation (2.24).

L'effusivité thermique b peut être estimée à partir de la pente a_{slope} de la droite reliant le temps d'ignition corrélé au niveau d'irradiance :

$$b = \sqrt{(a_{slope}\, 0.73\, \dot{q}_{min}^{''}\, h_{ig}^{-1.1})} \tag{2.31}$$

C'est en considérant les observations ci-dessus que Tewarson (1994) introduit le concept de paramètre de réponse thermique (TRP) en $[kW.s^{0,5}.m^{-2}]$ caractérisant l'échauffement du matériau.

$$\boxed{TRP = (T_{ig} - T_0)\sqrt{b}} \tag{2.32}$$

2.3 Modélisation de la pyrolyse des matériaux hétérogènes, extension aux polymères

Par définition, la modélisation de la pyrolyse consiste en la transcription mathématique des phénomènes thermiques, chimiques et physiques intervenant lors des processus de décomposition d'un polymère solide sous l'action de la chaleur.

La plupart des modèles de pyrolyse développés pour les matériaux polymères sont des extensions ou des modifications de ceux établis pour les polymères hétérogènes de type cellulosiques. La modélisation de la décomposition du bois, matériau pourtant simple à première vue, est déjà complexe du fait des forts couplages entre transferts de chaleur et de masse. Cette section est donc destinée à présenter les modèles de pyrolyse classiquement rencontrés dans la littérature pour décrire sa décomposition. Finalement, il sera ensuite possible de l'étendre au cas d'un composite à matrice polymère.

2.3.1 Phénoménologie

2.3.1.1 Composition élémentaire du bois

Le bois est un matériau hétérogène de structure complexe. Sa composition et sa chimie élémentaire varient très peu d'une espèce à l'autre. Il est constitué principalement de carbone, d'oxygène, d'hydrogène et d'azote qui se combinent pour former une matrice polymérique de polysaccharides (principalement de la cellulose et de l'hémicellulose) et de la lignine. Les constituants non structuraux (les extractibles),

représentent une fraction mineure, et sont composés majoritairement de substances de faible poids moléculaire.

D'une façon générale, le bois peut être divisé en deux grandes familles : les bois durs et les bois tendres. Leur structure est différenciée par les types de cellules dont ils sont formés. La différence notoire entre ces deux familles réside dans le fait que les bois tendres contiennent moins d'hémicelluloses et plus de lignine que les bois durs.

2.3.1.2 Décomposition thermique du bois

Avant de décrire plus en détail, le modèle de pyrolyse, il parait indispensable de présenter le processus de dégradation thermique du bois avec comme exemple celui du balsa.

Sous l'effet d'une source de chaleur, le bois monte en température et commence à se déshydrater plus ou moins violemment, libérant de la vapeur d'eau dont une partie peut se condenser en fines gouttelettes. Tant que l'eau contenue n'est pas totalement gazéifiée, la température interne ne dépasse guère 60 à 70°C. Celle-ci évolue ensuite très rapidement conduisant en surface à l'apparition d'eau liquide.

Au fur et à mesure que le bois sèche, les alvéoles perdent leur eau jusqu'à ce que seules les parois cellulaires retiennent de l'humidité (ce point de saturation des fibres se situe aux environs de 30% d'humidité). La réaction de décomposition du bois débute de façon irréversible lorsque les parois cellulaires commencent à perdre cette humidité, conduisant à une contraction du matériau. Les forces résultantes favorisent le craquage (fissuration) et modifient le transfert de chaleur en profondeur [Roberts (1971), Di Blasi (1993)]. Ces déformations dues au gonflement et au retrait modifient la migration des produits gazeux de pyrolyse. La vitesse à laquelle la phase solide s'échauffe est fortement conditionnée par le niveau d'irradiance, le pourcentage d'humidité, la granulométrie du combustible ainsi que par ces propriétes physico-chimiques [Kanury et Blackshear (1970), Lee *et al* (1976)].

Lorsque sa température de surface est comprise entre 180°C et 250°C, le bois présente une forte dérive thermique avec une légère tendance à l'endothermicité [Kanury (1972), Atreya (1983), Fredhund (1988), Koufopanos et Mashio (1989), Di Blasi (1993)]. Les réactions de pyrolyse surviennent entre 200°C et 400°C. La pyrolyse du bois est en elle-même la juxtaposition de réactions chimiques qui ont leur propre cinétique [Stam (1956) puis Arseneau (1961)]. Les dégradations des hémicelluloses et de la lignine débutent. A partir de 250°C, l'énergie thermique transférée aux macromolécules est suffisante pour amorcer la décomposition. Ce processus connu comme craquage thermique, produit une rupture des chaînes polymériques. La transformation tend à devenir fortement exothermique et le bois commence à carboniser en dégageant principalement du CO, CO_2 et de pyroligneux pouvant comporter jusqu'à 200 composants différents [Goos (1952), Beck et Arnold (1977) Abu zaid (1988), Nurbakhash (1989)]. Notons que juste avant l'apparition de la couche de charbon, la vitesse de perte de masse atteint sa valeur maximale [Roberts (1971)].

Les gaz produits par la décomposition du solide sont refoulés vers la surface au niveau des fissures, en raison des gradients de pression générés au cours de la carbonisation du solide. La diffusion des espèces à l'intérieur du solide influence la cinétique globale de décomposition en refroidissant la couche carbonée. Ces gaz sont convectés, créant ainsi un mélange inflammable au voisinage de la surface du solide. Si la température du mélange augmente, la combustion entre les vapeurs combus-

tibles et l'air ambiant peut avoir lieu. Il en résulte une flamme de diffusion qui se développe au-dessus de la surface. La stabilisation de la flamme au-dessus du combustible se traduit par un échange permanent entre ces deux entités : une partie de l'énergie produite par la flamme est transmise, par rayonnement et par convection, vers la surface du combustible et entretient ainsi la gazéification de ce dernier.

L'épaisseur du résidu augmente régulièrement et exerce un effet protecteur qui provoque une diminution de la vitesse du front de décomposition. Cet effet se manifeste expérimentalement par une diminution progressive du débit massique de pyrolyse. Cette épaisseur de charbon atténue le flux absorbé par le matériau.

La combustion du résidu charbonneux commence à apparaître de façon significative en fin de pyrolyse lorsque le flux gazeux n'est plus suffisant pour empêcher l'oxygène de diffuser jusqu'à la phase vierge du matériau. Les chaînes carbonées réagissent avec l'oxygène pour former principalement du monoxyde de carbone et du dioxyde de carbone. L'oxydation se décompose en trois étapes :

- transfert externe de masse avec diffusion de l'oxygène jusqu'à la surface,
- transfert interne de masse dans le cas d'un combustible poreux,
- réaction chimique qui consomme l'oxygène apporté lors des étapes précédentes.

Cette réaction est exothermique. La vitesse d'oxydation du résidu charbonneux dépend alors de la concentration en oxygène, de la température des gaz, du nombre de Reynolds local, de la taille et de la porosité du résidu charbonneux.

2.3.2 Description du schéma réactionnel

Ce paragraphe vise à introduire différentes approches décrivant la décomposition thermique de polymères solides générant un résidu carboné.

Les réactions qui se produisent lors de la pyrolyse dépendent des conditions opératoires comme la température et la vitesse de chauffe, mais également de la taille de l'échantillon chauffé. Il n'est donc pas étonnant de trouver dans la littérature une multitude de schémas réactionnels. La modélisation du phénomène de dégradation thermique des combustibles cellulosiques reste à l'heure actuelle le sujet de nombreuses recherches. Le bois étant un mélange de polymères, sa dégradation thermique suit un ensemble de réactions concomitantes et en série, difficile à décrire de façon correcte et synthétique à ce jour.

Deux approches simplifiées sont généralement proposées pour décrire les phénomènes se déroulant lors de la pyrolyse du bois :

- la première considère le bois homogène et composé d'un seul élément. Cette approche dite approche paramètrique intégrée (LPA) ("Lumped Parameter Approach" en anglais) procède à un classement en produits non condensables (goudrons), condensables (gaz) et solides (charbon) [Nunn et Howard (1985)].
- la seconde proposée par Koufopanos et Mashio (1989) consiste à étudier le comportement global du bois en prenant en compte la contribution de chacun des composés séparément : cellulose, hémicellulose et lignine.

Il existe une troisième approche selon laquelle la décomposition du solide est décrite en termes de groupements fonctionnels. Celle-ci ne sera pas présentée.

L'approche LPA

De manière générale, la pyrolyse du bois est fréquemment décrite par une réaction unique :

$$\text{Bois} \longrightarrow \text{Charbon} + \text{Gaz}.$$

Certains auteurs proposent des schémas réactionnels en une seule étape produisant charbon, vapeurs condensables (VC) et matières volatiles mais de façon compétitive :

$$\text{Bois} \longrightarrow \text{Charbon} + \text{Gaz} + \text{VC}.$$

Il est possible de trouver également des mécanismes à plusieurs étapes. Les produits issus de la première étape de pyrolyse se décomposent en produits secondaires [Di Blasi et Branca (2001)].

$$\text{Bois} \longrightarrow \beta\,\text{bois} + \text{Gaz}$$

$$\beta\,\text{bois} \longrightarrow \text{charbon} + \text{Gaz}$$

$$\text{charbon} \longrightarrow \text{résidu} + \text{Gaz}.$$

L'approche par constituant

Elle consiste à prédire le comportement pyrolytique du bois **à partir de ses principaux constituants**. Di Blasi (1994), Raveendran et Ganesh (1996), Miller et Bellan (1997) modélisent la décomposition thermique du bois par des réactions indépendantes représentant la cellulose, l'hémicellulose et la lignine. Ils se sont pour cela appuyés sur les nombreux travaux menés sur ces éléments (en particulier sur la cellulose).

• La cellulose a une structure bien caractérisée, ce qui en fait un matériau idéal pour étudier la pyrolyse du bois. De nombreux schémas réactionnels ont été proposés par différents auteurs. Certains d'entre eux décrivent la dégradation de la cellulose par un mécanisme multi-réactionnel, comme Broido et Weinstein (1971)

$$\text{Cellulose} \longrightarrow \text{anhydrocellulose} + \text{Goudron},$$

$$\text{anhydrocellulose} \longrightarrow \text{charbon} + \text{Gaz}.$$

Shafizadeh et Bradbury (1979) confirment les fondements décrits dans le modèle de Broido et proposent un mécanisme légèrement modifié. La période d'initiation, caractérisée à basse température par une accélération de la perte de masse, se traduit alors par la présence d'une réaction initiale aboutissant à la formation d'une cellulose active (β cellulose).

$$\text{Cellulose} \longrightarrow \beta\,\text{Cellulose},$$

$$\beta\text{Cellulose} \longrightarrow \text{charbon} + \text{Gaz} + \text{Goudron}.$$

Ces observations ont abouti progressivement à l'élimination des étapes intermédiaires pour donner le mécanisme suivant proposé comme interprétation la plus sérieuse de la pyrolyse de la cellulose :

$$\text{Cellulose} \longrightarrow \text{charbon} + \text{Gaz} + \text{Goudron}.$$

D'autres auteurs ont formulé des schémas similaires de dégradation de la cellulose impliquant des réactions compétitives et consécutives [Alves et Figueiredo (1989)].

Dans certaines conditions opératoires, la dégradation de la cellulose pourra être décrite par une unique réaction de dépolymérisation, i.e. un schéma mono-réactionnel caractérisé par une réaction endothermique d'ordre 1 [Varhegyi et Jakab (1994)]. Tandis que Milosavljevic et Suuberg (1995) suggèrent, de leur côté, un schéma pluri-réactionnel. Il s'avère toutefois que les mécanismes plus complexes

offrent plus de potentiel pour expliquer les phénomènes sur de longues durées d'exposition à une source de chaleur.

• Comparativement à la cellulose, peu d'études ont porté sur la pyrolyse de l'hémicellulose. La dégradation de ce composé se situe généralement entre 200 et 300°C voire à des températures plus basses. Di Blasi a démontré que la décomposition thermique du xylane (hémicellulose) ne pouvait pas être modélisée par une simple réaction. L'auteur propose un schéma réactionnel en deux étapes représenté par quatre réactions indépendantes :

- une première réaction rapide (< 300°C) aboutissant à la formation de matières volatiles et d'un solide intermédiaire de manière compétitive,
- une deuxième réaction plus lente se produisant à des températures supérieures à 300°C et donnant du charbon et du gaz à partir du produit intermédiaire.

• Les mécanismes de dégradation de la lignine sont souvent décrits par une réaction unique. Toutefois, la séparation de la lignine est rendue difficile par l'étroite association avec d'autres composés dans les parois cellulaires. Dans la plupart des cas, elle est dégradée ou modifiée. De fait, l'étude cinétique ne correspond pas réellement à celle de la lignine présente dans le matériau d'origine.

Il convient de spécifier, toutefois, que cette approche par constituant nécessite un grand nombre de paramètres souvent difficiles à déterminer [Spearpoint et Quintiere (2001)]. De fait, dans la suite de ce mémoire, l'auteur a opté volontairement pour une approche LPA pour décrire la dégradation thermique du balsa et sur le même principe le polyester.

2.3.3 Modèles de pyrolyse du bois

Depuis les années 50, de nombreux travaux théoriques et expérimentaux ont été entrepris pour mieux comprendre les mécanismes mis en jeu lors de la décomposition thermique du bois.

Bamford et Crank (1946) ont été les premiers à développer un modèle analytique permettant de comparer les données théoriques et expérimentales sur la combustion du bois. Ce modèle permet de calculer les gradients de températures et les vitesses de réaction au sein du matériau exposé de part et d'autre d'une source de chaleur. Ce modèle unidimensionnel de diffusion de la chaleur introduit un terme source afin de tenir compte des réactions chimiques. La conduction de chaleur au sein du matériau est décrite par l'équation de Fourier. Le processus endothermique de pyrolyse est défini au travers d'une réaction cinétique de type Arrhenius du 1^{er} ordre. La plupart des modèles développés pour simuler la pyrolyse des polymères sont des extensions ou des modifications de cette approche qui revêt dès lors une importance toute particulière pour notre travail.

Simms (1963) introduit par exemple le terme d'absorption en profondeur. Chen (1965) propose un modèle monodimensionnel ou la pyrolyse apparaît à une température bien déterminée. La même année, Tinney (1965) montre la nécessité d'utiliser plusieurs ordres de réactions et de modifier les paramètres cinétiques pour décrire la décomposition du bois. Il suggère également de prendre en considération la diffusion gazeuse dans ces calculs ; approche ensuite reprise par Fredhund (1988). Linan et Williams (1971) adaptent la formule du temps d'allumage de Bradley (1970) pour développer un modèle analytique. Kung (1972) introduit la notion de variabilité des

propriétés thermiques. Il notera par ailleurs que la chaleur de réaction est globalement endothermique n'excluant pas une exothermicité locale apparente. Le schéma mono-réactionnel proposé par Kung (1972) est resté durant plusieurs années le modèle de référence pour un grand nombre d'auteurs.

Depuis de nouveaux modèles sont apparus, plus complexes les uns que les autres et divisés en trois catégories :

- l'approche analytique [Ritchie *et al.* (1997), Atreya (1998)],
- l'approche numérique [Moghtaderi *et al* (1997)],
- l'approche intégrale [Delichatsios (1983), Spearpoint et Quintiere (2001)],

D'un point de vue fondamental, les modèles intègrent les différents phénomènes chimiques et physiques qui intéragissent sur la dégradation. Les principaux sont :

- des schémas pluri-réactionnels, avec des réactions en parallèle, consécutives ou compétitives,
- les réactions secondaires [Di Blasi (1994)],
- l'humidité initiale du bois,
- des gradients de pression suivant la loi de Darcy dans les milieux poreux [Kansa et Perlee (1977)],
- la porosité du bois [Di Blasi (1993)],
- le changement de structure [Parker (1992)],
- les variations de propriétés physiques [Kansa et Perlee (1977)],
- les différents aspects de la masse volumique [Yang *et al* (2003)],
- et les déformations de la matrice solide [Melaaen et Granli (1997), et Bryden et Ragland (2002)].

Le lecteur pourra trouver des informations complémentaires auprès de Moghtaderi (2006).

2.3.3.1 Bilans d'énergie et de masse : transferts couplés en milieu hétérogène poreux

Le bois est un milieu poreux, siège de multiples phénomènes physico-chimiques et de transport. La modélisation de sa pyrolyse induit de tenir compte des différents processus qui ont lieu :

1. transfert d'énergie de l'air ambiant vers la surface du solide par convection et rayonnement,
2. conduction et diffusion de la chaleur dans le solide,
3. mouvement de l'eau liquide par capillarité et diffusion vers l'extérieur du matériau,
4. évaporation de l'eau,
5. migration de la vapeur d'eau par diffusion-convection,
6. réactions chimiques produisant des volatils et un résidu solide,
7. diffusion-convection des volatiles de l'intérieur du solide vers la surface,
8. réactions d'oxydation secondaires catalysées par le solide,
9. convection des volatiles vers les zones internes plus froides (accélérant le transfert de chaleur vers le centre) et recondensation.

Pour l'heure, celle-ci n'est pas encore complète en raison des fortes interactions physiques et chimiques entre les composantes qui rendent difficile la compréhension des phénomènes de conversion thermochimique. L'étude de ces phénomènes

nécessite la connaissance des propriétés de transferts (masse, quantité de mouvement, énergie). Comme pour tous les systèmes hétérogènes multiphasiques, ces propriétés sont évidemment fonction de la morphologie de la matrice et des phénomènes qui se développent et interagissent dans les différentes phases, ce qui rend le champ d'études des transferts de chaleur en milieux poreux particulièrement vaste.

L'approche la plus couramment utilisée pour simuler la dégradation de ce type de matériau est inspirée des travaux de Whitaker (1977). Celui-ci s'inspire directement des méthodes qui sont traditionnellement utilisées en mécanique des milieux continus pour rechercher les expressions locales des lois de conservation.

Le formalisme de Whitaker (1977) est fondé sur une "homogénéisation" des équations physiques relatives à l'état microscopique de chaque phase (solide, liquide et gazeuse) présente dans le milieu poreux. Cette approche met en pratique un changement d'échelle, dont l'étape essentielle conduit à définir un niveau de description qui permet d'établir une équivalence entre le milieu réel dispersé et un milieu continu fictif. Par opposition avec l'échelle du milieu continu classique, dite microscopique, telle qu'elle est proposée en mécanique des milieux continus, l'échelle du milieu continu fictif équivalent au milieu poreux réel est dite macroscopique. En général, l'établissement des équations, auxquelles obéissent les phénomènes à l'échelle macroscopique, est formellement obtenu à partir des équations microscopiques de la thermodynamique des milieux continus auxquelles sont appliquées des procédures spécifiques de changement d'échelle, telles que l'homogénéisation et les moyennes volumiques. Parmi ces dernières, l'une des plus classiquement utilisées consiste à obtenir la description macroscopique par prise de moyenne volumique des équations microscopiques sur le volume élémentaire représentatif (VER) [Fig. (2.12)].

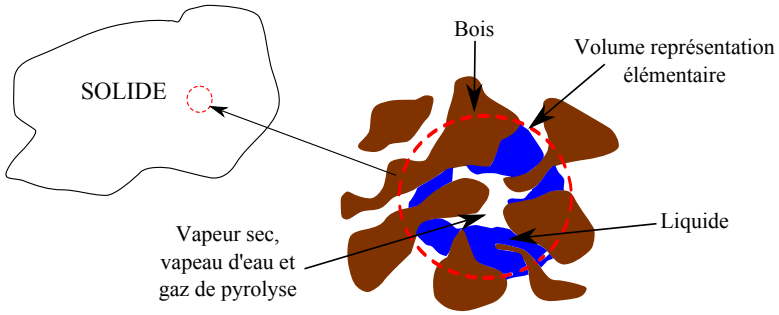


FIGURE 2.12 – *Représentation du volume élémentaire représentatif du milieu poreux.*

Cette approche a pour avantage de montrer clairement le lien entre le milieu poreux réel et le milieu continu fictif. Elle illustre également la difficulté d'une telle approche : la plupart des coefficients qui interviennent au niveau macroscopique méritent leur nom de phénoménologiques puisqu'ils ne sont appréhendés que par l'expérience ou par une connaissance parfaite des répartitions des phases au sein du milieu poreux réel.

Bilan d'énergie et de masse

Considérons une plaque plane infinie d'épaisseur finie constituée d'un matériau poreux "homogène" à l'échelle d'observation. La face supérieure est exposée à un flux radiatif uniforme. Pour simplifier le problème, plusieurs hypothèses sont com-

munément posées. Elles concernent aussi bien le système étudié et ses propriétés que des considérations sur le transfert et la diffusion de chaleur au cours du processus :

1. Le solide est considéré comme un milieu poreux constitué d'une phase solide et d'une phase fluide baignant dans une phase gazeuse environnante. Au cours de sa dégradation se forme une phase charbonneuse.
2. La géométrie du système est conservée au cours de la combustion. Tous les changements structuraux (formation de fissure, rétrécissement...) sont négligés.
3. Les transferts de chaleur et de masse sont donc unidimensionnels et n'ont lieu que dans la direction de l'épaisseur. Le transfert thermique ne s'effectue pas par convection.
4. Le processus endothermique de pyrolyse est décrit au travers d'une réaction cinétique de type Arrhenius du 1^{er} ordre.
5. Le bois vierge se transforme en résidu charbonneux au travers d'une réaction chimique à plusieurs étapes suivant une approche LPA. Au cours de cette pyrolyse on distingue, trois réactions endothermiques concomitantes primaires et de deux réactions exothermiques secondaires Di Blasi (1993)

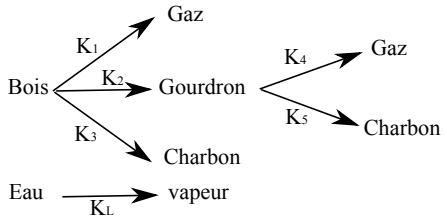


FIGURE 2.13 – *Schéma réactionnel de la pyrolyse du bois proposé par Di Blasi (1993).*

6. Le nombre de Péclet[11] local étant faible dans le cas étudié (porosité élevée, vitesse des gaz de pyrolyse faible), l'équilibre thermique local entre les phases solides et gazeuses peut être considéré ;
7. Les gaz volatils résultant du processus de pyrolyse atteignent immédiatement la surface dès qu'ils sont formés. Il n'y a pas d'accumulation de gaz dans le solide, ni de transport ;
8. Dans le matériau, le transfert de chaleur est conductif (matériau et gaz), radiatif (matériau) et convectif (gaz). Le rayonnement peut être localement linéarisé en utilisant l'approximation de Rosseland (matériau supposé optiquement épais) [Bories et Prat (1996)].
9. Conduction et rayonnement sont alors modélisés par une conductivité équivalente k.
10. La dissipation visqueuse est négligée.

11. Le nombre de Péclet représente le rapport entre le transfert par convection et le transfert par conduction

En appliquant les hypothèses suscitées, le bilan local d'énergie se réduit à une équation unique [Kansa et Perlee (1977), Reszka (2008)] :

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big[\overbrace{\rho_s h_s + \rho_{char} h_{char} + \rho_l h_l}^{1} + \overbrace{\varphi_g\Big(\rho_v h_v + \sum_i \rho_{g_i} h_{g_i}\Big)}^{2}\Big] =$$

$$\overbrace{\frac{\partial}{\partial x}\Big(k_{net}\frac{\partial T}{\partial x}\Big)}^{3} + \overbrace{\dot{\omega}_l \Delta h_v}^{4} + \overbrace{\sum_i \dot{\omega}_i \Delta h_i}^{5} - \overbrace{\sum_i \Big[h_{g_i}\frac{\partial}{\partial x}(u\rho_{g_i}) + u\rho_{g_i} c_{p_{g_i}}\frac{\partial T}{\partial x}\Big]}^{6} \tag{2.33}$$

Les indices s, $char$, l, g_i caractérisent respectivement le solide (bois vierge), le charbon, l'eau liquide contenue dans les pores et l'espèce chimique gazeuse. φ_g définit la porosité, i.e. le rapport entre le volume de gaz et le volume total du volume de contrôle $\varphi_g = V_g/V_{tot}$. Δh_v, Δh_r sont respectivement la chaleur latente de vaporisation et l'enthalpie de réaction. On notera que le changement de phase n'est pas considéré ici : deux phases d'une même substance (l'eau liquide et la vapeur d'eau définies respectivement par l et v) sont traitées comme des espèces.

Les termes (1) et (2) font apparaître l'enthalpie volumique des différentes phases prises séparément. Le terme (3) caractérise l'énergie transmise au travers du système par conduction. Le terme (4) renvoie à l'évaporation de l'eau. Le terme (5) traduit l'énergie liée aux différentes réactions chimiques. Enfin, le terme (6) définit le transport de chaleur lié au flux de migration gazeuse.

En vertu des hypothèses précédentes, les équations de conservation pour le solide et les produits gazeux de pyrolyse, qui s'appliquent tout au long de la phase de dégradation, s'écrivent [Di Blasi (1993)] :

$$\frac{\partial \rho_s}{\partial t} = -\Big(K_1 + K_2 + K_3\Big)\rho_s, \tag{2.34}$$

$$\frac{\partial \rho_{char}}{\partial t} = K_3\rho_s + \varphi_g K_5 \rho_{tar}, \tag{2.35}$$

$$\frac{\partial(\rho_l)}{\partial t} = -K_l\rho_s \tag{2.36}$$

$$\frac{\partial(\varphi_g \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial(\mathbf{u}\cdot\rho_v)}{\partial x} = K_l\rho_l. \tag{2.37}$$

$$\frac{\partial(\varphi_g \cdot \rho_g)}{\partial t} + \frac{\partial(\mathbf{u}\cdot\rho_g)}{\partial x} = K_1\rho_s + \varphi_g K_4 \rho_{tar} \tag{2.38}$$

$$\frac{\partial(\varphi_g \cdot \rho_{tar})}{\partial t} + \frac{\partial(\mathbf{u}\cdot\rho_{tar})}{\partial x} = K_2\rho_s - \varphi_g\Big(K_4 + K_5\Big)\rho_{tar}, \tag{2.39}$$

D'après la loi de Darcy, la vitesse des gaz u dans un système poreux isotrope est proportionnelle au différentiel de pression imposé :

$$u = -\frac{G}{\mu}.\frac{\partial p}{\partial x}$$

où G est la perméabilité, μ, la viscosité dynamique et p la pression) [Kung (1972), Tamanini (1976), Parker (1985)]. Les mouvements convectifs du liquide et du gaz en milieu non saturé sont également décrits par les lois de Darcy généralisées où la pression du liquide P_l est reliée à la pression de la vapeur P_g via la pression capillaire P_c par $P_l = P_g + P_c$.

La pression est calculée, quant à elle, à partir des équations de conservation de masses et des gaz parfaits.

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big(\frac{\varphi_g \cdot p}{T}\Big) + \frac{\partial}{\partial x}\Big(u \cdot \frac{p}{T}\Big) = \frac{R}{M_g}[(K_1 + K_2)\rho_s + K_l\rho_l - \varphi_g K_5 \rho_{tar}] \tag{2.40}$$

Les équations (2.33) et (2.34-2.39) peuvent être résolues par un schéma numérique du type Crank et Nicolson (1947), [Tinney (1965), Kung (1972), Atreya (1983), et Yang *et al* (2003)].

Conditions limites

A ces équations il convient d'ajouter les conditions initiales :

$$t = 0 : \qquad T = T_\infty; \qquad p = 0; \qquad u = 0; \qquad \rho_e = \rho_{e_0}, \tag{2.41}$$

et les conditions aux limites :

$$x = 0 : \qquad -k_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \underbrace{\dot{q}_i^{''} - j_i^{''}}_{\dot{q}_{r,net}^{''}} - \dot{q}_{cv}^{''}; \qquad p = p_\infty. \tag{2.42}$$

$$x = L : \qquad -k_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \dot{q}_{cv}^{''} + \dot{q}_r^{''}; \qquad \frac{\partial p}{\partial x} = 0. \tag{2.43}$$

avec $j_i^{''} = (1-\varepsilon)\dot{q}_i^{''} - \dot{q}_{rr}^{''}$. L'indice s renvoie aux matériaux, $\dot{q}_{cv}^{''}$ est le flux convectif en surface et $\dot{q}_{r,net}^{''}$ est le flux net radiatif, $\dot{q}_i^{''}$ le flux incident, $j_i^{''}$ la radiosité et $\dot{q}_{rr}^{''}$ exprime le flux émis en surface.

Précisons que le code utilisé dans la suite de ce mémoire, prend en compte les mêmes hypothèses. Toutefois, l'équation de la chaleur est plus simple et les bilans de masse sont différents car le schéma réactionnel pour le balsa est modifié.

2.3.3.2 Propriétés thermiques des matériaux hétérogènes

Pour étudier le comportement thermique de solides hétérogènes, on se réfère la plupart du temps à des propriétés effectives, c'est-à-dire apparentes à une certaine échelle d'observation. La méthode, qui consiste à remplacer le milieu complexe, au sein duquel les transferts de chaleur dépendent de chacun des constituants par un milieu homogène aux propriétés globales équivalentes, se révèle parfaitement adaptée pour traiter ces problèmes d'hétérogénéités.

La conductivité effective des matériaux hétérogènes, est définie comme la conductivité d'une région homogène équivalente qui, pour un écart donné de température, autorise le transfert du même flux de chaleur. Pour un milieu continu, indéformable,

en l'absence de source de chaleur interne au matériau et en régime stationnaire, cadre de l'étude qui nous intéresse, l'équation de l'énergie s'exprime par :

$$div\mathbf{q} = \mathbf{O} \tag{2.44}$$

où **q** représente le vecteur de densité de flux de chaleur. La loi de Fourier permet de relier cette densité de flux à sa source. Dans le cas général d'un matériau anisotrope, elle s'écrit :

$$\mathbf{q} = -\Lambda.\overrightarrow{gradT} \qquad k_{ij} = k_{ji} \tag{2.45}$$

où Λ représente la matrice symétrique des conductivités thermiques et T le champ de température.

Ozisik (1973) indique qu'il est toujours possible de trouver un repère (O, x, y, z) permettant d'écrire le tenseur de conductivité anisotrope sous la forme d'une matrice diagonale. On parlera dans ce cas de tenseur orthotrope. Les directions Ox, Oy et Oz sont alors appelées directions principales et k_x, k_y et k_z sont les conductivités principales dans ce référentiel. Hors de ces axes bien sûr, des termes extra-diagonaux apparaissent.

Tenseur de conductivité thermique dans un repère quelconque :

$$\begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{bmatrix} \tag{2.46}$$

Tenseur de conductivité thermique dans un repère (O,x,y,z) parallèle aux axes d'orthotropie du milieu :

$$\begin{bmatrix} k_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & k_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & k_{zz} \end{bmatrix} \tag{2.47}$$

Dans la majeur partie des cas, l'hétérogénéité des matériaux rend très aisée la détermination de leurs directions principales. Nous limiterons donc pour cette raison ce travail, à l'étude des propriétés orthotropes.

Lorsqu'on se place du point de vue macroscopique, il est intéressant de prédire les propriétés moyennes de tels matériaux en les remplaçant par un matériau homogène équivalent et d'en étudier la réponse thermique au niveau macroscopique sans se soucier de détails microscopiques. La théorie de l'homogénéisation répond à cette attente. Dans le cadre d'hypothèses d'homogénéisation plausibles, elle permet d'établir de manière rigoureuse les propriétés moyennes équivalentes de corps hétérogènes. D'une façon très générale, on dit d'un matériau hétérogène qu'il est homogénéisable d'un point de vue thermique si le milieu homogène équivalent satisfait les points suivants : il doit obéir à la loi de Fourier et respecter les bilans thermiques. Le comportement du matériau homogène doit être équivalent à celui du matériau hétérogène lorsque les deux solides sont soumis aux mêmes sollicitations.

La plupart des méthodes de modélisation de la conductivité thermique des matériaux hétérogènes de font appel au concept d'homogénéisation dont la finalité

va être de relier les matrices des conductivités locales à la matrice de conductivité thermique effective globale.

Le premier type d'approche qui nous vient naturellement consiste en une résolution mathématique de l'équation de la chaleur appliquée au milieu hétérogène. L'utilisation de transformations mathématiques telles que les transformées de Laplace permet la modification du système d'équations en un système linéaire nécessaire pour résoudre le problème thermique. Ces outils permettent une bonne compréhension des mécanismes de transfert de chaleur, pour en déduire des caractéristiques effectives. Cependant, on reprochera à cette approche une trop forte utilisation des mathématiques, qui en limite les applications.

Une autre approche couramment rencontrée consiste à faire appel à l'écriture de formes analytiques empiriques explicites et souples d'utilisation. Ainsi, l'anisotropie structurel du bois est traité en définissant deux conductivités thermiques : une dans le sens des fibres dite *longitudinale* ou *harmonique* et l'autre, perpendiculaire au sens des fibres dite *transverse* ou *arithmétique* :

$$k_{arith} = (1 - \varphi_g - \varphi_l)k_s + \varphi_g.k_g + \varphi_l.k_l + k_r, \tag{2.48}$$

$$\frac{1}{k_{harm}} = \frac{1 - \varphi_l - \varphi_g}{k_{sol}} + \frac{\varphi_g}{k_g} + \frac{\varphi_l}{k_l} + \frac{1}{k_r}. \tag{2.49}$$

Les indices s, l et g renvoient respectivement au solide, liquide et espèces gazeuses. Un autre terme est parfois introduit afin de tenir compte du transfert radiatif au sein de pore, k_r [Di Blasi (1993)]. Cette conductivité dépend de l'émissivité et de la porosité de la matrice [Siegel et Howell (1992)].

$$k_r = 4\mathrm{f}\sigma dT^3 \qquad \text{avec f} = f(k_m, \varepsilon, \varphi) \tag{2.50}$$

où f est le facteur de forme, σ la constante de Stephan Boltzmann et d le diamètre des pores.

Si cette simple relation conduit à de très bons résultats au cours de l'échauffement du matériau, elle ne permet pas de prédire la réponse thermique au cours de la dégradation thermique. Kung (1972) montre alors qu'il est possible de définir la conductivité thermique du matériau au cours de la dégradation comme une combinaison linéaire entre la conductivité de la matrice vierge et celle du charbon, suivant l'expression :

$$k_s = \frac{m_s(t)}{m_0}k_m + \frac{m_{char}(t)}{m_0}k_{char}. \tag{2.51}$$

où $m_s(t)$ la masse du solide, m_0 la masse initiale, $m_{char}(t)$ la masse du charbon.

2.3.3.3 Limites mobiles

La décomposition de la phase solide peut être interprétée comme les progressions du front thermique δ_T et du front de pyrolyse δ_p présentées précédemment. Ceci conduit à diviser le milieu poreux en trois parties à savoir : une zone décomposée (charbon), une zone sèche (phase affectée thermiquement) et une zone humide (phase condensée) [Fig. 2.4].

Cette approche dite frontières mobiles (ou limites mobiles) résout les bilans d'énergie et de masse sur ces différents domaines. Initialement développée pour traiter des problèmes avec changements de phase [Carslaw et Jaeger (1959), Crank (1984)], elle a ensuite été utilisée pour la modélisation de la pyrolyse [Luikov (1975), Agrawal (1985), Saastomoinen et Richard (1996), Spearpoint et Quintiere (2001), Atreya et Baum (2002), Staggs (2003), Dietenberger (2006)].

L'équation de conservation de l'énergie est alors définie par :

- **Pour le matériau vierge** ($\delta_t < x < L$) :

$$(\rho c)_m \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial x}\Big(k_m \frac{\partial T}{\partial x}\Big) \tag{2.52}$$

- **Pour le matériau en décomposition** ($\delta_p < x < \delta_t$) :

$$(\rho c)_d \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial x}\Big(k_d \frac{\partial T}{\partial x}\Big) + \frac{\partial}{\partial x}\Big(\sum_i \dot{m}''_{g_i}.h_{g_i}\Big) \tag{2.53}$$

- **Pour le charbon** ($0 < x < \delta_p$) :

$$(\rho c)_{char} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial x}\Big(k_{char} \frac{\partial T}{\partial x}\Big) + \frac{\partial}{\partial x}\Big(\sum_i \dot{m}''_{g_i}.h_{g_i}\Big) \tag{2.54}$$

Dans le matériau vierge, l'aspect convectif des gaz n'est pas représenté. Les conditions aux limites au niveau des interfaces δ_p et δ_t sont :

$$-k_d \frac{\partial T}{\partial x} = -k_m \frac{\partial T}{\partial x} + \Delta h_v \, \rho_m \, \frac{d\delta_t(t)}{dt} \tag{2.55}$$
$$T\,|_{x=\delta_T^+} = \; T\,|_{x=\delta_t^-} = \; T_v$$

$$-k_{char} \frac{\partial T}{\partial x} = -k_d \frac{\partial T}{\partial x} + \Delta h_p \, \rho_d \, \frac{d\delta_p(t)}{dt} \tag{2.56}$$
$$T\,|_{x=\delta_p^+} = \; T\,|_{x=\delta_p^-} = \; T_p$$

2.3.4 Extention au cas d'un composite stratifié polyester-verre

2.3.4.1 Bilan d'énergie

Comme citée précédemment, la modélisation du bilan d'énergie pour un matériau composite est une extension des modèles de Kung (1972) et de Kansa et Perlee (1977) [Perring *et al* (1980), Henderson *et al* (1985), et (1987), Florio *et al* (1989), Gibson *et al* (2004) et Mouritz et Gibson (2006)]. Les auteurs suggèrent de modéliser la pyrolyse d'une composite à matrice polymère par des approches sophistiquées qui intègrent la diffusion gazeuse, les effets de la porosité du matériau, la dilatation thermique, et l'augmentation de la pression interne liée à la formation des gaz volatils... .

D'une manière générale, le système considéré est constitué d'une phase gazeuse, d'une phase liquide, d'une phase solide (matrice + fibres) et d'une phase carbonée (charbon). L'évolution de l'enthalpie du système s'écrit sous la forme :

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big[X_m \rho_m h_m + X_{char} \rho_{char} h_{char} + X_f \rho_f h_f + X_l \rho_l h_l + X_g \rho_v h_v\Big] =$$

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_{net}\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \dot{\omega}_l \Delta h_v + \sum_i \dot{\omega}_i \Delta h_i - \sum_i \left[h_{g_i}\frac{\partial}{\partial x}(u\rho_{g_i}) + u\rho_{g_i}c_{p_{g_i}}\frac{\partial T}{\partial x}\right] \tag{2.57}$$

Les indices m et f renvoient respectivement à la matrice polymère et aux fibres de verre. On souligne que cette expression intégre la présence des fibres sur le comportement du système.

Le bilan de masse n'est pas présenté ici car il dépend du schéma réactionnel adopté.

2.3.4.2 Propriétés thermiques

L'anisotropie structurelle d'un composite peut être définie de façon similaire à celle présentée pour les matériaux hétérogènes tels que le bois. Une approche analytique empirique explicite et souples d'utilisation est alors couramment utilisé pour simplifier le problème. Aussi, étant donné la complexité souvent présentée par les architectures composites, cette catégorie de méthodes s'adresse principalement aux composites unidirectionnels.

La détermination de la conductivité thermique longitudinale k_L est universellement reconnue par l'utilisation d'un simple modèle de calcul parallèle où X_f, $k_{f,L}$ et k_m représente respectivement la fraction volumique de fibre, la conductivité longitudinale des fibres et celle de la matrice

$$k_L = k_{f,L}X_f + k_m(1 - X_{f,L}) \tag{2.58}$$

Si cette simple relation conduit à de très bons résultats, il n'est pas aussi trivial d'obtenir la composante transverse. Le modèle analytique le plus élémentaire pour obtenir cette grandeur k_T considère deux phases que l'on associe en série sans se soucier de leur arrangement ni de leur géométrie. Le résultat d'une telle hypothèse conduit à l'expression :

$$k_T = \frac{k_{f,T}k_m}{k_m X_f + k_{f,T}(1 - X_f)} \tag{2.59}$$

où $k_{f,T}$ est la conductivité transverse des fibres.

Le problème de la conductivité effective transverse d'un arrangement carré de cylindres à conductivité isotrope a été étudié très tôt par Raileigh (1892) qui propose un premier modèle analytique valide pour les faibles fractions volumiques de fibres :

$$k_T = k_m \frac{k_{f,T}(1 + X_f) + k_m(1 - X_f)}{k_{f,T}(1 - X_f) + k_m(1 + X_f)} \tag{2.60}$$

D'une manière générale, Ott (1981) indique qu'il existe un biais de 10% entre la prédiction des modèles et les mesures expérimentales.

Si cette simple relation conduit à de très bons résultats au cours de l'échauffement du matériau, elle ne permet pas de prédire la réponse thermique au cours de la dégradation thermique. Tout comme le bois, les conductivités thermiques d'un composite peuvent être définies comme une combinaison linéaire entre la conductivité de la matrice vierge et celle du charbon [Henderson *et al* (1985)].

$$k_L = k_s(1 - \alpha_d) + k_{char}\alpha_d \tag{2.61}$$

$$k_T = k_m \frac{k_s k_{char}}{k_{char}(1-\alpha_d) + k_s \alpha_d} \tag{2.62}$$

Les indices $_s$ et $_{char}$ font référence au matériau vierge et aux charbons, et α_d est le degré d'avancement de la réaction. Bien qu'il soit possible de calculer la conductivité thermique des composites en décomposition dans des conditions isothermes, il n'existe pas de modèles permettant de prédire fidèlement l'évolution en température.

Sur le même principe, la chaleur spécifique dans des conditions isothermes est donnée par :

$$c_p = \frac{1}{\rho_c}\left(c_{p_f}\rho_f X_f + c_{p_m}\rho_m X_m\right) \tag{2.63}$$

Les indices $_c$, $_f$ et $_m$ correspondent respectivement au composite, aux fibres et à la matrice. De façon similaire, Henderson propose pour un matériau en décomposition, l'équation suivante :

$$c_p = c_{p_s}(1-\alpha_d) + c_{p_{char}}\alpha_d \tag{2.64}$$

2.4 Modélisation de la combustion

2.4.1 Principes généraux

La combustion d'un matériau combustible joue un rôle important dans le développement et dans les mécanismes de feu. Elle détermine la consommation en combustible (ou vitesse de combustion), la hauteur de la flamme et les débits calorifiques et fumigènes. Ces derniers, à tour de rôle, influencent quelques caractéristiques du feu telles que la réduction d'oxygène, l'accroche de la flamme, la température des solides, le rayonnement sur les surfaces adjacentes... La connaissance fondamentale des mécanismes contrôlant la combustion d'une surface combustible, semble alors nécessaire à la caractérisation du matériau car elle fournit des informations fiables sur le comportement du solide dans un feu réel.

La combustion est un phénomène d'oxydation défini par un nombre important de réactions chimiques irréversibles. De manière générale le processus de combustion d'un polymère exposé à une source externe est illustré sur la figure (2.14).

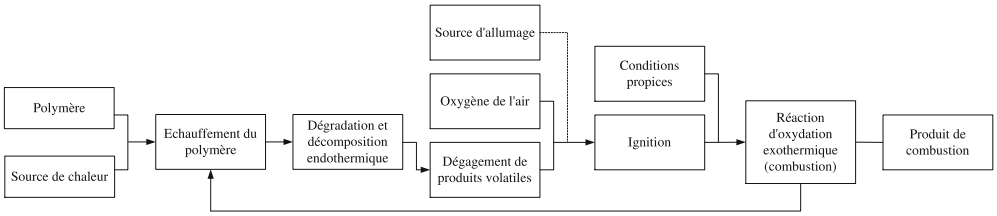


FIGURE 2.14 – *Schéma du processus de combustion d'un polymère exposé d'une part à une source de chaleur et d'autre part aux flammes.*

Ces réactions conduisent à un fort dégagement calorifique résultant de la rupture des liaisons entre les atomes du combustible et de la création de nouvelles molécules chimiquement plus stables. Ces réactifs disparaissent pour former des produits à une vitesse qui dépend des concentrations des espèces gazeuses, de la température et de la pression selon des mécanismes très compliqués. Les produits de réactions intermédiaires sont souvent des radicaux instables et prompts à réagir, notamment

à s'oxyder. Dans des conditions idéales, l'oxygène de l'air se combine avec ces radicaux de carbone et d'hydrogène pour produire du monoxyde de carbone et de l'eau. Toutefois certains radicaux peuvent réagir entre eux pour former des hydrocarbures aromatiques polycycliques. Dans les flammes ces composés réagissent avec les molécules de dioxygène de sorte que de petits morceaux se condensent et s'agglomèrent, ce sont les suies.

2.4.2 Cinétique d'oxydation de la phase gazeuse

La connaissance de la cinétique d'oxydation des gaz issus de la dégradation revêt une grande importance dans la compréhension et la modélisation de la combustion. Elle détermine entre autre l'ignition, la vitesse de chaleur émise et le dégagement d'espèce. Une des difficultés majeures concerne sa modélisation. Dans les modèles mathématiques des simulations incendie, ce processus n'est généralement pas traité en détail. Le code de calcul adopté au cours de cette thèse, par exemple, utilise un modèle simplifié qui ne permet pas d'avoir une chimie détaillée et une chimie infiniment rapide pour la phase gazeuse.

Afin d'appréhender les mécanismes opérant en phase gazeuse, il est souvent nécessaire d'étudier finement la cinétique d'oxydation des combustibles gazeux (intermédiaires réactionnels réactifs consommés et produits formés). La figure (2.15) schématise les trois étapes principales rencontrées lors de la combustion d'un mélange gazeux.

FIGURE 2.15 – *Principe de combustion en phase gazeuse.*

Lors de l'étape d'initiation, les réactifs produisent des radicaux. Ces radicaux consomment les réactifs, formant d'autres radicaux et des produits stables, lors de l'étape de propagation. Pour finir, les radicaux et intermédiaires de réaction réagissent en général avec un troisième corps lors de l'étape de terminaison pour former des produits stables.

La cinétique gazeuse s'appuie donc sur un ensemble de réactions élémentaires permettant de traduire ces différentes étapes à savoir les phases d'initiation, de propagation et de terminaison. Cet ensemble de réactions élémentaires définit le processus chimique nommé *mécanisme de réaction*. Chaque mécanisme peut être découpé en sous-mécanismes correspondant à l'oxydation de combustibles simples (CH_4, H_2, CO...). Les constantes de vitesse étant assignées à chaque réaction élémentaire, un modèle cinétique chimique peut alors être développé.

En fonction de la composition du mélange réactionnel et de la température du milieu, il existe de nombreux chemins réactionnels pour décrire le passage d'un réactif à un produit, généralement de façon irréversible. Ce mécanisme réactionnel peut être représenté à différents niveaux de complexité, allant d'une simple réaction globale (moins de 10 réactions et environ 4 ou 5 espèces) à un mécanisme détaillé comprenant parfois plus d'une centaine d'espèces. La représentation fidèle des différents gradients (température, concentration d'espèces) nécessite la mise en oeuvre de plusieurs dizaines d'espèces chimiques et plusieurs centaines de réactions élémentaires.

Généralement, ces mécanismes détaillés sont établis afin de modéliser la combustion d'une seule espèce gazeuse. L'établissement d'un modèle traduisant l'oxydation de fractions gazeuses issues d'un matériau polymère est délicat car ce type de matériau produit un mélange gazeux riche en CO_2, CO, et hydrocarbures légers. De fait, la taille d'un schéma réactionnel détaillé permettant de décrire l'oxydation d'un mélange gazeux représentatif des gaz émis par les polymères peut rapidement devenir un lourd handicap, dès lors qu'on souhaite l'intégrer au sein d'un modèle de simulation incendie par exemple. Il apparaît clairement qu'avec les moyens de calcul actuels, l'utilisation d'une chimie détaillée de combustion s'avère impossible pour ce type de code. Cette contrainte implique donc de réduire la taille du mécanisme réactionnel tout en essayant de préserver son potentiel prédictif. Il s'agit donc de disposer d'un mécanisme chimique plus ou moins détaillé et permettant de prévoir l'évolution d'un système chimique réactif spécifique.

L'oxydation du combustible avec de l'oxygène peut être modélisée directement par une approche relativement simpliste. Ainsi il est possible de simuler la combustion par la réaction chimique globale constituée d'une étape unique et dont la vitesse est régie par une loi de type Arrhenius :

$$\text{Combustible} + \text{Oxydant} \rightarrow v\,\text{Résidu} + \left(1 - v\right)\text{Gaz} \tag{2.65}$$

La vitesse de réaction est alors donnée par l'expression suivante :

$$\dot{\omega}_F = \frac{d[Y_F]}{dt} = -A[Y_F]^n[Y_{O_2}]^m e^{-E/RT} \tag{2.66}$$

Les valeurs de A, E, n et m sont fonction du combustible. L'indice F renvoie au combustible. Il est évidemment réducteur de représenter une réaction de combustion par un mécanisme aussi simple. Cependant, la modélisation de la combustion par une chimie complexe génère encore à ce jour des recherches. Cette approche est utilisée dans le modèle "finite rate" de FDS. Celle adoptée dans le cadre de cette étude est plus simple.

2.4.3 Formation et évolution des particules dans les flammes

Les réactions de combustion ne se déroulent généralement pas dans des conditions idéales de ventilation si bien que l'oxydant fait souvent défaut localement. Ceci génère d'autres produits de combustion, tels du monoxyde de carbone, d'autres hydrocarbures, de l'hydrogène et des suies ; la combustion est alors dite incomplète. L'apparition des suies est donc quasi-inévitable pour les flammes de diffusion.

Bien que ce processus reste à l'heure actuelle un domaine de recherche à part entière, tant d'un point de vue physique que chimique, il est maintenant établi que la suie d'incendie est principalement composée de carbone graphitique [Ouf (2006)].

La transformation du combustible initial en suie semble se produire par quatre phénomènes physico-chimiques au sein de la flamme. Cette représentation n'est pas consensuelle mais reste la plus répandue aujourd'hui. Au bas de la flamme, à partir des produits de la pyrolyse du combustible, a lieu un processus de nucléation. Progressivement, des gouttelettes ou particules solides se forment et grossissent par réaction hétérogène avec la phase gazeuse. Elles entament ensuite un stade de coagulation pour former des agrégats.

Dans les zones peu réactives de la flamme, l'oxygène est de plus en plus présent et les agrégats de structures arborescentes ouvertes qui se trouvent dans ces zones peuvent alors être oxydées. Cette oxydation correspond à une combustion partielle des agrégats. Deux espèces majoritaires peuvent oxyder les particules de suie, l'oxygène et le radical $OH^{\bullet}$, induisant ainsi deux phénomènes d'oxydation différents. L'oxygène peut pénétrer à l'intérieur des particules et effectuer une oxydation interne pouvant entraîner la cassure de l'agrégat. Le radical $OH^{\bullet}$ diffuse peu dans la particule ; l'oxydation se produit en surface et tend non pas à casser les agrégats mais à réduire leur masse. Cette oxydation est plus communément appelée *re-combustion des suies*. Les aspects successifs que prennent ces particules lors de leur séjour au coeur des flammes permettent de parler de *cycle de vie des suies* [Mairesse *et al* (1999)].

L'émission spontanée d'une flamme résulte d'une superposition de rayonnements non cohérents, auxquels contribuent de façon prépondérante l'ensemble des radicaux, les principales espèces chimiques (CO_2, H_2O...) et les suies présents dans la flamme. Les suies froides liées à une combustion incomplète apparaissent noires tandis que l'énergie libérée par les réactions de combustion provoque l'incandescence de ces particules à l'origine de la couleur orangée des flammes. Beau paradoxe de la flamme qui du noir fait jaillir la lumière. Parmi les mécanismes mis en jeu, le transfert de chaleur par rayonnement joue un rôle majeur. Le rayonnement provenant des suies est si intense qu'il occulte facilement l'émission bleue due à la chimiluminescence [12] de radicaux. Ces particules se manifestent particulièrement dans la partie supérieure de la flamme et sous certaines conditions peuvent s'échapper sous forme de panache de fumée. Les échanges s'effectuent entre les diverses régions de la flamme sous l'influence de l'anisothermie et de l'hétérogénéité du milieu. Les espèces gazeuses et les suies participent à ce phénomène en des degrés divers et de manière distincte : les gaz émettent des raies regroupées en bandes spectrales tandis que les particules émettent un continuum (corps gris).

La structure de la flamme peut alors être caractérisée par l'étude du rayonnement global, en particulier sur le spectre visible, ou par spectroscopie d'émission spontanée. Les caractéristiques géométriques de la flamme visible sont alors issues non seulement du rayonnement émis par la zone de réaction chimique mais également du "fond" radiatif dû aux suies. Répondant à la loi d'émission du corps gris, le spectre d'émission des suies s'exprime en effet comme un continuum. Par un filtrage spectral des émissions, il est ensuite possible d'isoler l'émission spontanée des seuls radicaux produits très localement dans la zone de combustion. Ainsi la structure de la flamme peut-elle être détaillée par technique LIF (laser induced fluorescence) par exemple.

2.4.4 Les flammes

Dans des situations courantes, la combustion se manifeste par l'apparition de la flamme. Plus précisément, il est possible de distinguer facilement deux types de flammes, à savoir la flamme de diffusion et la flamme de prémélange. Celles rencontrées dans les feux réels sont (principalement) des flammes de diffusion, les réactifs étant introduits séparément de part et d'autre de la zone de réaction [Borghi et Destriau (1995), Heskestad (2002)]. Dans ces flammes, la diffusion moléculaire [13] est

12. La chimiluminescence caractérise l'émission de lumière d'une substance excitée par une réaction chimique.

13. La diffusion moléculaire manifeste la tendance qu'a une espèce chimique à uniformiser sa concentration dans l'espace.

responsable du mouvement et des rencontres des réactifs initialement séparés. Elles sont gouvernées par les forces gravitationnelles, à la fois pour l'extraction des gaz chauds (poussée d'Archimède), et l'alimentation de la réaction chimique en air frais (un peu plus indirectement car il y a aussi des effets d'entraînement).

La plupart des incendies se manifestent par des comportements turbulents. La turbulence rend le phénomène de combustion très complexe car elle perturbe la diffusion moléculaire et contribue fortement au mélange des réactifs [Desanghère (2006)]. Son influence sur la combustion peut être caractérisée à partir du nombre adimensionné de Damkölher noté $\mathcal{D}$. Ce nombre compare le temps caractéristique de la diffusion moléculaire t_r au temps de réaction chimique en milieux gazeux t_{ch}. De manière générale, la turbulence des écoulements fluides rencontrés lors d'un incendie correspond à un $\mathcal{D}$ important [Peters (2000),Williams (1985)]. Poinsot et Veynante (2001) précisent par ailleurs que les mouvements convectifs augmentent la surface d'échange et favorisent les échanges massiques et énergétiques au sein de la zone de réaction. Ces mouvements amplifient donc le dégagement de chaleur et contribuent à entretenir la pyrolyse de la phase solide.

2.4.5 Interaction combustion-rayonnement

Lors de la combustion, le matériau qui brûle reçoit de sa propre flamme un flux thermique variable [Fig. 2.16]. A cela s'ajoute parfois le flux émis par d'autres sources chaudes.

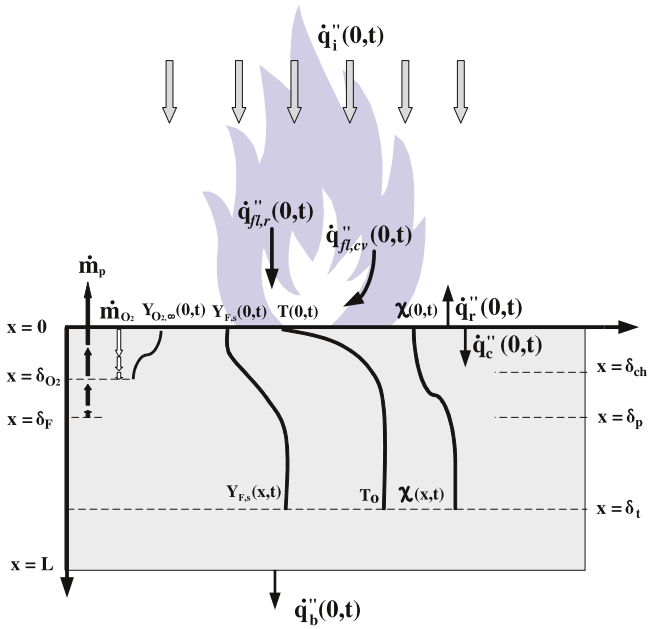


FIGURE 2.16 – *Bilan d'énergie en surface d'un polymère solide lors de la combustion en présence de flamme.*

La stabilisation de la flamme au-dessus du combustible se traduit par un échange permanent entre ces deux entités : une partie de l'énergie produite par la flamme est transmise, par rayonnement et par convection, vers la surface du combustible et entretient ainsi la gazéification de ce dernier. Si les conditions d'environnement, notamment de température et d'entraînement d'air, restent constantes, il s'établit un état quasi-stationnaire caractérisé par une vitesse de combustion par unité de surface

$\dot{m}_c^{''}$ qui s'exprime alors d'une manière très générale par [Drysdale (1998)] :

$$\dot{m}_c^{''} = \frac{\dot{q}_i^{''} + \dot{q}_{fl}^{''} - \dot{q}_{rr}^{''}}{\Delta h_g} \tag{2.67}$$

avec :

- $\dot{q}_i^{''}$: flux de chaleur incident provenant d'une source de chaleur externe,
- $\dot{q}_{fl}^{''}$: flux de chaleur fourni par la flamme à la surface défini par $\dot{q}_{fl}^{''} = \dot{q}_{fl,c}^{''} + \dot{q}_{fl,c}^{''}$ avec $\dot{q}_{fl,c}^{''}$ et $\dot{q}_{fl,r}^{''}$ respectivement les flux convectifs et radiatifs provenant de la flamme,
- $\dot{q}_{rr}^{''}$: pertes de chaleur radiative,
- Δh_g chaleur de gazéification.

La vitesse de combustion est limitée par Δh_g dont la valeur est relativement basse dans le cas des liquides et assez élevée dans le cas des solides. C'est la raison pour laquelle les solides tendent à brûler beaucoup plus lentement que les liquides.

Les transferts énergétiques entre la flamme et son environnement jouent un rôle important dans le développement d'un incendie. On a vu précédemment que la délai d'ignition variait fortement en fonction de l'intensité de l'éclairement énergétique. La modélisation des couplages flux d'énergie cinétique de dégradation thermique fait intervenir de nombreux paramètres, et se traduit par des équations qui dépendent de la configuration dans laquelle se développe l'incendie. Cette particularité conduit à rechercher une grandeur plus globale pour apprécier le comportement au feu d'un matériau.

La quantité de chaleur produite par unité de temps par la combustion du matériau considéré (en termes de géométrie, masse et nature chimique) semble à l'heure actuelle le paramètre le plus représentatif. Elle est définie par le **taux de dégagement de chaleur ou débit calorifique**, noté $\dot{Q}$ ou HRR par anglicisme (pour *Heat Release Rate*) (HRR) :

$$\dot{Q} = \Delta h_c \, \dot{m}_c \tag{2.68}$$

Cette équation précise que la combustion des polymères est dictée par leur *chaleur (ou enthalpie) de combustion effective* notée Δh_c. Cette chaleur de combustion (ou l'enthalpie de réaction de combustion) par unité de masse correspond à l'énergie dégagée sous forme de chaleur au cours de la réaction de combustion avec l'oxygène (autrement dit la quantité de chaleur). Cette grandeur peut être définie à partir du *pouvoir calorifique* [14] du combustible, qui est obtenu en excès d'air (O_2 pure et haute pression), et du rendement de combustion noté χ_a.

$$\Delta h_c = \chi_a \, PCI \tag{2.70}$$

Les sections suivantes définissent plus en détail les paramètres de l'équation (2.85).

14. Le pouvoir calorifique permet de comparer les différents matériaux combustibles suivant leur aptitude à dégager de l'énergie. Par convention :

$$PCS = PCI + \Delta h_v \dot{\omega}_{H_20} \tag{2.69}$$

Toute combustion complète dégage de l'eau sous forme de vapeur. Cette vapeur d'eau contient une grande quantité d'énergie qu'il convient d'évaluer. Ce paramètre est pris en compte de manière spécifique dans l'évaluation du pouvoir calorique en distinguant le pouvoir calorifique inférieur (PCI) du pouvoir calorifique supérieur (PCS). Le PCI désigne l'énergie libérée lorsque l'eau ne se recondense pas dans le système où se déroule la combustion mais à l'extérieur (lorsque les fumées sortent du système avec une température supérieure à 100°C), ce qui se produit lors d'un incendie .

2.4.5.1 Enthalpie de gazéification

Lors d'une réaction de combustion, le combustible est à l'état gazeux. Or si cet état gazeux ne correspond pas à l'état initial du combustible, il a bien fallu au préalable l'y amener, ce qui consomme de l'énergie. Cette énergie peut être issue de l'exothermicité de la réaction lorsqu'elle a déjà commencé. La réaction est alors auto-entretenue.

Dans ce phénomène d'échauffement et de gazéification interviennent les grandeurs d'*enthalpie de fusion* et de *vaporisation* ainsi que la chaleur spécifique massique à pression constante. Rappelons ici, qu'il est fréquent que la vaporisation ne soit pas un changement d'état effectif du combustible mais un craquage thermique irréversible. De par son analogie avec un changement d'état, le principe de l'échauffement énoncé précédemment et les grandeurs définies restent valides, même si partiellement inappropriées d'un point de vue strictement chimique. Pour comprendre la signification de ces grandeurs, observons à titre d'exemple le graphique (2.17).

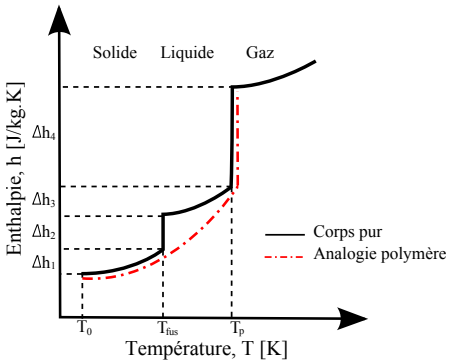


FIGURE 2.17 – *Evolution de l'enthalpie du système en température.*

Soit un système fermé définit par un corps pur initialement à l'état solide. Pour le faire passer en phase gazeuse, il est nécessaire de l'amener à une température donnée, la température de vaporisation T_v. Pour cela, il faut fournir de l'énergie au solide. Le processus peut être décomposé en plusieurs étapes.

Tout d'abord, l'énergie est apportée alors que le produit est solide. Cela a pour effet d'augmenter sa température ainsi que son niveau d'enthalpie. Ces deux grandeurs sont liées entre elles par la chaleur spécifique massique (ou capacité thermique massique) $dh/dT = c_p(T)$. Il est à noter, par ailleurs, que la relation n'est pas linéaire. Le c_p d'un produit donné est fonction de la température considérée. Cette chaleur spécifique massique correspond à la quantité d'énergie nécessaire pour augmenter la température d'une unité de masse de produit d'une unité de température.

La température initialement à T_0, augmente jusqu'à atteindre la température de fusion (T_{fus}). Le système a subi une variation d'enthalpie, dite *enthalpie sensible* et décrite par la formule suivante :

$$\Delta h_1 = \int_{T_0}^{T_{fus}} c_{p_s} dT \tag{2.71}$$

En continuant à fournir de l'énergie au système, la température de ce dernier ne varie plus. En revanche son niveau enthalpique continue à augmenter. On distingue alors un changement de phase. Un tel phénomène nécessite un apport d'énergie défini par l'*enthalpie de fusion* (ou la *chaleur latente de fusion*) noté Δh_{fus}. Cette enthalpie correspond à la quantité d'énergie nécessaire pour faire passer une unité de masse de

produit de l'état solide à l'état liquide. Soit :

$$\Delta h_2 = \Delta h_{fus} \tag{2.72}$$

Le combustible est alors à l'état liquide. Suivant ce raisonnement analogue au précédent (mais cette fois pour passer du liquide au gaz), l'enthalpie sensible correspondant à l'échauffement en phase liquide s'écrit :

$$\Delta h_3 = \int_{T_{fus}}^{T_p} c_{p_l} dT \tag{2.73}$$

Soulignons que le c_{p_l} est celui correspondant à la phase liquide, différent de c_{p_s} en phase solide.

L'enthalpie de vaporisation ou chaleur latente de vaporisation étant l'énergie nécessaire pour faire passer une unité de masse de combustible de l'état liquide à l'état gazeux :

$$\Delta h_4 = \Delta h_v \tag{2.74}$$

Notons que, bien souvent $\Delta h_v \gg \Delta h_f$. Il est alors possible de définir l'*enthalpie (ou chaleur) de gazéification* Δh_g comme la quantité de chaleur nécessaire pour qu'une unité de masse d'un corps pur pris à son état initial puisse être amené à l'état gazeux.

$$\Delta h_g = \sum_{i=1}^{4} \Delta h_i \tag{2.75}$$

Par analogie avec un corps pur, il est possible d'assimiler le craquage thermique d'un polymère à Δh_v [Fig. (2.17)]. Suivant cette approche, Lyon et Janssens (2005) définissent l'énergie investie pour craquer un polymère solide par l'expression :

$$\Delta h_g \sim \int_{T_0}^{T_p} c_{p_s} dT + \Delta h_v \tag{2.76}$$

Le terme de chaleur sensible peut, dans certains cas, prendre en compte la transition vitreuse.

Différentes études [Frederick et Mentzer (1975), Lyon et Janssens (2005) et Lautenberger (2007)] constatent, que la valeur de Δh_g peut varier pour un même matériau. En effet, ces auteurs soulignent que cette chaleur dépend de la température à laquelle se produit la pyrolyse (T_p). Or ce processus de décomposition ne se produit pas réellement à une température donnée mais plutôt sur une plage de température : la pyrolyse dépendant des conditions ambiantes et d'échauffement. Ceci explique pourquoi, il est possible de trouver des écarts de valeurs dans la littérature. C'est donc pour cette raison, à proprement parler, qu'un polymère ne peut pas être assigné à une simple valeur de Δh_g.

2.4.5.2 Rayonnement thermique des flammes vers le matériau

L'importance du rayonnement dans le processus de transfert de chaleur à partir des flammes a été mise en évidence depuis fort longtemps suscitant de nombreuses études. Dans le cas de matériaux combustibles, les flammes sont souvent très émissives de par leur richesse en particules de suies. Par ailleurs, les flux rayonnés par les gaz de façon discrète peuvent atteindre des valeurs importantes. Il apparaît donc

très utile d'être en mesure de prédire les flux de chaleurs rayonnés à proximité du foyer. En effet, on a vu que l'équilibre énergétique de surface conditionne la vitesse de combustion des combustibles considérés. Les grandeurs du rayonnement thermique sont rappelées en annexe (A.4).

Rayonnement thermique au sein d'une flamme

La détermination du rayonnement thermique, notamment au voisinage de la flamme, requiert le plus souvent [15] la résolution de l'équation de transfert radiatif. Toutefois il est possible de simplifier considérablement le problème et de ramener le rayonnement d'une flamme à celui d'une surface frontière de forme simple (un rectangle, un cylindre ou un cône) et d'associer à la surface retenue des valeurs efficaces de température et d'émissivité. Cette approche est communément appelé Modèle de Flamme Solide. L'émittance est connue empiriquement avec un coefficient d'atténuation κ. Le calcul se réduit alors à l'évaluation des facteurs de forme géométrique de rayonnement et de la hauteur de flamme. Le rayonnement thermique issu des flammes peut alors être facilement caractérisé, en considérant le problème unidirectionnel. La température et le coefficient d'absorption demeurent uniformes ($\kappa(\overrightarrow{\Omega}) = \kappa$). La flamme est définie comme un milieu semi-transparent, gris, émettant, absorbant et non diffusant. L'équation de transfert radiatif se réduit simplement à :

$$\frac{dL}{dx} = -\kappa L + \kappa L^{\circ}(T) = -\kappa L + \kappa \frac{\sigma T^4}{\pi}, \tag{2.77}$$

avec la condition limite $L(0) = 0$. Cette relation traduit les variations de luminance de la flamme par renforcement (proportionnellement à la luminance totale du corps noir à la température locale) et par atténuation due à l'absorption. L'hypothèse du corps gris fait disparaître l'aspect spectral [16]. La solution de ce problème est analogue à la loi de Beer :

$$L = [1 - \exp^{-\kappa \delta_{fl}}] \frac{\sigma T^4}{\pi} = \varepsilon_{fl} \frac{\sigma T^4}{\pi}. \tag{2.78}$$

Le flux radiatif émis par les flammes peut alors se mettre sous la forme :

$$\boxed{\dot{q}''_{fl,r} = \varepsilon_{fl}.\sigma.T_{fl}^4}, \tag{2.79}$$

où ε_{fl} est l'émissivité globale hémisphérique de la flamme définie par la relation $\varepsilon_{fl} = 1 - \exp^{-\kappa \delta_{fl}}$ où δ_{fl} est la hauteur moyenne de la flamme optique dans la direction x et κ est le coefficient d'atténuation. Le choix des valeurs à retenir pour la température et le coefficient d'extinction est cependant délicat et conduit le plus souvent à considérer pour ces paramètres des valeurs "effectives" déterminées à partir de l'expériences.

Markstein (1977) suggère une autre approche pour déterminer le flux radiatif. Ils estiment que le flux rayonné par un volume élémentaire de flamme en direction de la surface du matériau est proportionnel à la puissance dégagée par le foyer. La

15. Il est possible d'utiliser une approche Monte-Carlo par exemple.

16. $\forall$ la longueur d'onde λ, l'hypothèse du corps gris suppose que le rayonnement des gaz est négligeable devant celui des suies. En réalité, cette assertion n'est pas toujours vraie.

validité de cette approche exige que la flamme soit présumée optiquement mince [17] et que l'absorption des gaz soit négligée. De fait, ils aboutissent à :

$$\boxed{\dot{q}''_{fl,r} = f\,\chi_r\,\dot{Q} = f\,\chi_r\,\dot{m}''\,\Delta h_c} \tag{2.80}$$

Où $\dot{m}''$ est le vitesse de combustion du matériau, Δh_c, l'enthalpie de combustion. χ_r désigne la fraction globale [18] de cette chaleur dégagée sous forme radiative [Tewarson (1980, 1995)]. La fraction de chaleur qui atteint la surface et influe sur la combustion est fonction de la puissance de l'émetteur ($\chi_r\dot{Q}$) et de la géométrie de la flamme par le biais du facteur de forme géométrique de radiation f. Toutefois, le taux de production de suie étant un phénomène lent en égard aux échelles de temps associées aux phénomènes turbulents, l'estimation de leur densité et donc le taux de rayonnement χ_r est délicate. Il devient alors très difficile de caractériser correctement le flux radiatif sans recourir à un modèle de transport.

2.4.5.3 Flux convectif des flammes vers le matériau

Orloff et De Ris (1983) ont développé un modèle empirique afin d'estimer la part convective de la flamme. Notons qu'elle peut représenter jusqu'à 70% de l'énergie totale émise par les flammes. On a :

$$\dot{q}''_{fl,cv} = \frac{h_{cv}}{c_p}\left(\frac{\xi}{exp^{\xi}-1}\right)\left[Y_{O_2}\left(1-\chi_r\right)\left(\frac{\Delta h_{0_2}}{r}\right) - c_p\left(T_{fl}-T_{\infty}\right)\right] \tag{2.81}$$

avec

$$\xi = \frac{\dot{m}''\,c_p}{h_{cv}} \tag{2.82}$$

Le rapport $\frac{\Delta h_{0_2}}{r}$ correspond au facteur de Thornton pour une combustion stoechiométrique et équivaut approximativement à 3000 $kJ.kg_{air}^{-1}$ pour des combustibles d'usage courant. IL est à noter que cette expression ne prend pas en considération l'aspect radiatif.

En se basant sur les travaux de d'Orloff et De Ris, Quintiere (2006) simplifie l'équation en caractérisant un coefficient de transfert convectif h_B à partir du nombre de Spalding :

$$\boxed{\dot{q}''_{fl,c} = h_B\left(\frac{\xi}{exp^{\xi}-1}\right)\left(T_{fl}-T_{\infty}\right)} \tag{2.83}$$

17. Cette notion d'épaisseur optique sert à caractériser le degré de transparence du milieu à une longueur d'onde donnée.

18. Il faut bien garder à l'esprit que la valeur de χ_r n'est pas nécessairement la même selon que l'on se place au niveau global ou au niveau local. En effet, les promoteurs de suies sont localisés principalement en haut des flammes et rayonnent de façon importante. Il existe donc un gradient de luminance au sein même de la flamme, ce qui génère une variation locale de la valeur de χ_r. L'approche habituelle consiste donc à utiliser une fraction globale moyenne. Lorsque la taille du foyer augmente, cette valeur globale a tendance à diminuer du fait de la réabsorption du rayonnement par les suies. Cette fraction d'énergie libérée sous forme de rayonnement au niveau des flammes dépend de la température et de la nature du combustible. En général, elle est de l'ordre de 30% de l'énergie totale dégagée par les réactions chimiques.

avec

$$h_B = \frac{h_{cv} ln\Big(1+B\Big)}{c_p B} \tag{2.84}$$

où B est le transfert de masse de Spalding. Ce paramètre exprime la propension d'un polymère à entretenir la propagation d'une flamme et donc à alimenter la combustion [Emmons (1956)]. Il s'exprime par l'expression :

$$B = \frac{Y_{O_2,\infty}\Delta h_{0_2} - c_p\Big(T - T_\infty\Big)}{\Delta h_v} \tag{2.85}$$

avec T_∞ la température ambiante, Δh_v l'enthalpie de vaporisation, et $Y_{O_2,\infty}$ la fraction massique d'oxygène dans l'air. Ce nombre de transfert de masse est défini par le rapport entre l'énergie libérée par la combustion et l'énergie nécessaire pour amener le combustible depuis son état solide jusqu'à son état inflammable. La détermination expérimentale de B reste toutefois délicate, car la valeur dépend fortement de l'orientation du solide exposé.

L'utilisation du nombre de Spalding permet toutefois de simplifier l'expression (2.81) à :

L'approche utilisée dans le code de calcul FDS est plus simple [cf. Annexe (A.3)]. Elle définit le transfert convectif en combinant les phénomènes de convection naturelle et de convection forcée de la manière suivante :

$$\dot{q}''_{fl,cv} = h_{cv}\,\Delta T \qquad h_{cv} = max\left[|C\,\Delta T|^{1/3}\,;\,\frac{k_g}{L}\,0.037\,R_e^{4/5}\,P_r^{1/3}\right] \tag{2.86}$$

Dans cette formulation, L est une longueur caractéristique du mur, k_g représente la conductivité thermique du gaz. La constante C vaut 1.31 dans le cas d'une surface verticale et 1.52 dans le cas d'une surface horizontale. Cette modélisation, évite de recourir à une résolution précise de la couche limite.

2.5 Propagation des flammes

D'une manière générale, la propagation de la flamme est le résultat d'interactions entre la phase gazeuse et la phase condensée. Elle consiste en un déplacement d'une flamme d'un point à un autre. Aussi est-elle représentée par la progression d'une *onde de combustion* : le front de flamme joue le rôle d'une source d'allumage qui amorce la combustion de la matière voisine qui n'a pas encore pris feu.

L'extension de la surface de décomposition est à l'origine de la propagation des flammes pour des combustibles initialement liquides ou solides. Lorsque l'épaisseur du combustible est suffisante (reste thermiquement épais), il est possible d'atteindre une vitesse quasi-stationnaire de combustion en milieu ouvert. Notons que la vitesse à laquelle les flammes se propagent constitue très souvent l'un des facteurs principaux déterminant l'étendue d'un incendie car elle influe entre-autres sur la durée nécessaire à la destruction du matériau. Cette vitesse est conditionnée par la diffusion de la chaleur dans le solide et du bilan de surface. Elle dépend en outre de l'orientation de la surface, des caractéristiques du milieu environnant et de la présence éventuelle d'une source extérieure.

En ce qui concerne le mode de propagation, il faut distinguer deux situations différentes :

- la propagation dans le sens de l'écoulement oxydant nommée mode *assisté* ou *co-courant*,
- la propagation dans le sens inverse à la direction de l'écoulement oxydant appelée mode *opposé* ou *contre-courant*.

Notons que dans une configuration verticale, la propagation ascendante présente de grandes similitudes avec la propagation horizontale co-courante, tandis que la propagation descendante ressemble au mode contre courant.

Dans son article de référence, Fernandez Pello (1984) décrit physiquement et de façon détaillée la propagation d'une flamme de diffusion établie sur une surface combustible [Fig. 2.18]. En fait, le matériau se consume le plus souvent dans une flamme de diffusion établie à sa surface. La chaleur transférée de la flamme vers la surface, par conduction, convection et par rayonnement, gazéifie le combustible solide qui est alors transporté vers la flamme par convection et par diffusion. Quand le combustible vaporisé arrive à la flamme, il réagit avec l'oxydant dans une réaction exothermique qui fournit l'énergie nécessaire à l'entretien de la pyrolyse.

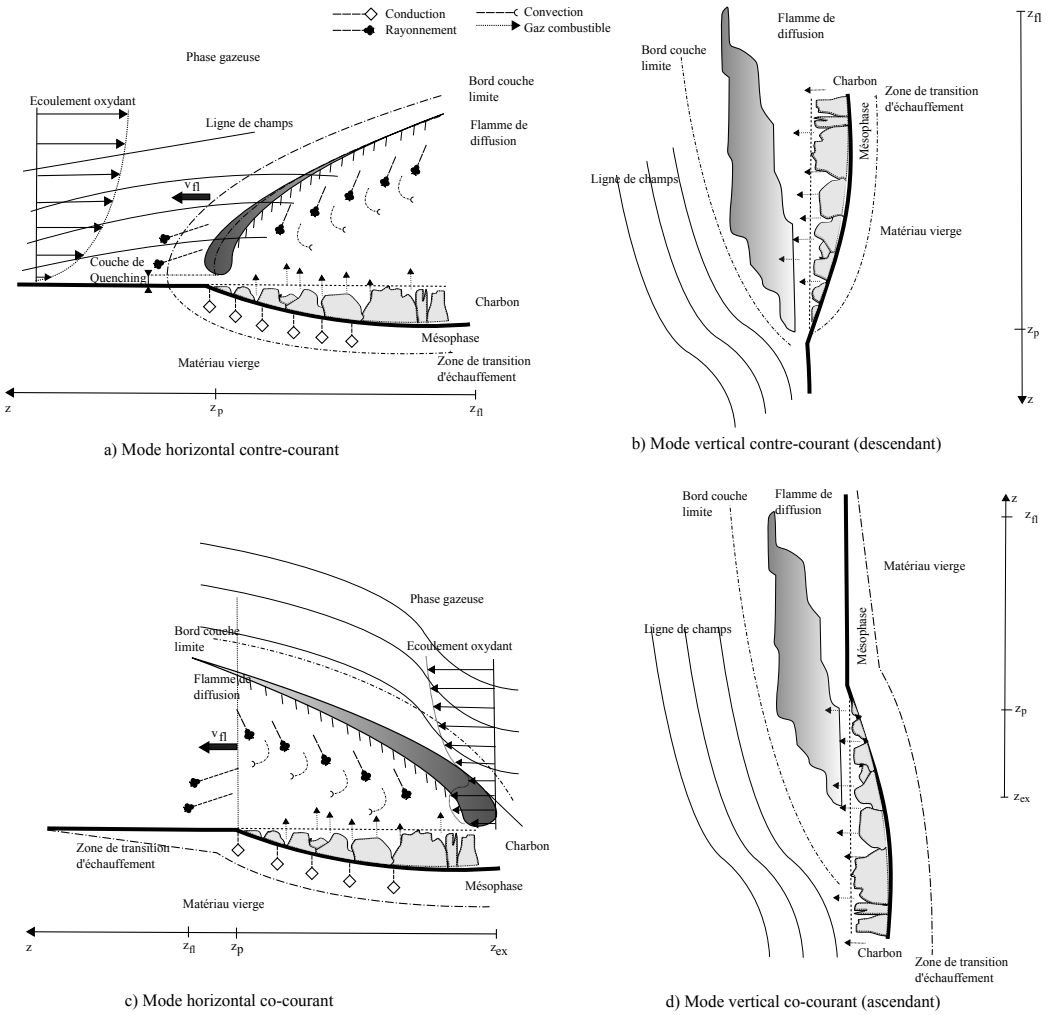


FIGURE 2.18 – *Propagation d'une flamme de diffusion établie sur un combustible solide. Schéma valable uniquement pour des matériaux thermodurcissables et cellulosique mais pas pour des thermoplastiques.*

Au niveau de la phase gazeuse, les phénomènes dominants sont l'écoulement, la géométrie de la flamme, les réactions chimiques et les mécanismes de transport de masse et de chaleur. Au niveau de la phase condensée, sa vitesse de transformation est déterminée par le flux de chaleur vers la surface et par la cinétique de pyrolyse. Le rayonnement vers la paroi résulte principalement des suies issues de la réaction en phase gazeuse. A l'étude du rayonnement en milieu de masse volumique variable, qui est déjà un challenge au niveau théorique, s'ajoute donc la nécessité de comprendre les mécanismes de formation et d'oxydation des suies, leur transport et leur agglomération, afin de garantir une compréhension correcte du transfert de chaleur vers la phase solide. Par ailleurs, la chimie de cette phase peut fortement influencer la quantité d'énergie effectivement transmise au combustible par la création notamment d'une couche carbonée à sa surface. L'état de chacune des deux phases est donc fortement dépendant de celui de l'autre ; la flamme dépend du débit de pyrolyse et la gazéification dépend de la quantité de chaleur que transmet la phase gazeuse à la phase condensée. Cette forte dépendance entre l'évolution des deux phases mène donc à un système physique dont l'analyse est loin d'être triviale.

La transcription mathématique des phénomènes consiste en un couplage des équations de conservation de la phase gazeuse à celles de la phase condensées en les raccordant au niveau des conditions à l'interface solide-gaz (couplage d'un système d'équation aux dérivées partielles non linéaires couplées, bidimensionnelles, elliptiques à propriétés variables, avec pyrolyse de la phase solide et cinétique chimique en phase gazeuse condensée, et d'une équation de transfert radiatif). Compte tenu de fortes interactions entre les phénomènes, il est nécessaire de réaliser quelques simplifications au modèle de base. Les modèles les plus simples se limitent à un bilan énergétique avec une condition d'interface spécifiée. D'autres modèles incluent l'analyse des phases solides et gazeuses et supposent que la vitesse de réaction chimique soit finie, soit infinies, la propagation de la flamme apparaît comme une valeur propre correspondant à une valeur présumée.

Les premiers modèles de propagation élaborés, s'appliquent à des propagations à contre-courant de l'écoulement, de nombreuses données expérimentales étant disponibles dans ces conditions. Dans le cas de propagation assistée par la flamme, bien que l'approche expérimentale soit plus difficile, la formulation mathématique est plus simple puisque la vitesse de réaction chimique n'intervient que de manière secondaire.

2.5.1 Propagation en mode contre-courant

Dans cette configuration contre-courant à l'oxydant, le feu se développe dans la direction opposée à la propagation de l'écoulement gazeux. Les travaux d'Emmons (1956) ont servi de référence à de nombreuses études concernant la propagation des flammes, des feux de parois et des feux de nappes dans ce cas de figure. Elles introduisent les phénomènes mis en jeu lors de la combustion d'un corps solide.

Son approche considère une plaque plane, recouverte d'un combustible liquide en évaporation, surmontée d'une couche limite formée par un écoulement d'oxydant, de vitesse u_∞, tangentielle à la surface. La mise en contact d'une source de chaleur échauffe le combustible et favorise la gazéification. Le combustible se gazéifie le long de la plaque formant un écoulement qui se meut plus loin de la surface de celle-ci

jusqu'à ce qu'il se mélange avec l'oxygène. Le taux de pyrolyse est fonction à la fois des processus de transfert de masse et de chaleur. Au moment où le combustible atteint la température d'ignition, une flamme de diffusion se développe, se propage et s'étend sur l'intégralité de la surface. La chaleur est ainsi conduite simultanément hors de la zone de combustion vers le milieu environnant et en direction du combustible. La quantité de chaleur qui atteint la surface combustible doit suppléer aux pertes de chaleur latente du combustible par gazéification et aux pertes de chaleur surfaciques. La zone de flamme est alors comprise à l'intérieur même de la couche limite. L'existence de la zone de combustion dépend des processus chimiques.

La flamme apporte l'énergie nécessaire à l'échauffement puis à la gazéification de la phase condensée favorisant son entretien [figure (2.16)]. La phase vierge qui n'a pas encore réagi, voit la flamme sous un angle voisin de 180°, ce qui est défavorable au transfert radiatif. La vitesse de propagation est alors généralement faible car l'écoulement s'oppose au transfert de chaleur en amont du front de pyrolyse. L'épaisseur limite séparant ces deux types de comportement ne peut être fixée de manière précise car elle est fonction des propriétés physiques du matériau, en particulier de sa conductivité thermique. Notons que ce type de propagation se produit dans une zone où les conditions sont proches de celles de l'extinction (environnement atmosphérique ou vicié).

Pour obtenir une solution analytique, il est souvent nécessaire de simplifier les équations de conservation de la phase gazeuse. A partir du bilan d'énergie basé sur un transfert de chaleur (flamme $\rightleftharpoons$ solide) dans la phase gazeuse, en admettant les hypothèses suivantes :

- le solide se gazéifie à une température fixe connue,
- un état quasi-stationnaire,
- une vitesse d'écoulement u_∞ uniforme,
- des conditions de pression constantes,
- $\delta_p << L$ (matériau thermiquement épais),

De Ris (1969) définit la vitesse de propagation contre courant par :

$$v_p = u_\infty \frac{k_g \rho_g c_g}{k \rho c} \left(\frac{T_{fl} - T_s}{T_p - T_0} \right)^2 \tag{2.87}$$

T_{fl}, T_s, T_p et T_0 sont respectivement les températures des flammes, de réference, de pyrolyse et initial. Les indices g et s renvoient respectivement à la phase gazeuse et à la surface du matériau. Cette théorie est restée consistance jusqu'à ce que Fernandez Pello *et al* (1980) montrent que pour des vitesses d'écoulement u_∞ élevées, le modèle de De Ris (1969) n'était plus adapté.

C'est à partir des observations de De Ris (1969), qu'Atreya et Baum (2002) et (2005) ainsi que Wichman *et al* (2001) ont fondé la motivation de leurs études. Ils proposent des approches plus sophistiqués permettant de tenir compte de la décomposition et du déplacement d'une frontière biphasée (solide-charbon ou solide-liquide selon le cas de figure) mobile dans un solide. Ils suggèrent :

$$\boxed{v_p = u_\infty \frac{k_g \rho_g c_g}{k_d \rho_d c_d} \left[\left(\frac{T_{fl} - T_s}{T_p - T_0} \right) \mathrm{erf}\left(\tau \sqrt{\frac{A}{2}} \right) \right]^2} \tag{2.88}$$

avec $A = \alpha_d$ pour un solide carbonisant [Atreya et Baum (2002)] et $\frac{\alpha_s}{\alpha_d}$ pour un polymère se liquéfiant [Wichman *et al* (2001)]. α la diffusivité thermique, τ une constante définissant l'emplacement de l'interface parabolique de la phase decomposée (charbon ou liquide)/solide. L'indice d renvoie à la phase décomposée (liquide ou charbon). Lorsque $\tau \to 0$, l'équation (2.88) conduit à l'expression (2.87) de De Ris.

2.5.2 Propagation en mode co-courant

Dans une configuration assistée par l'écoulement, la propagation est gouvernée par la vitesse de l'oxydant. Le mécanisme mis en jeu est très semblable à la configuration opposée. L'analyse de ce type de combustion est facilitée par un positionnement vertical du combustible (dans un mode ascendant). Dans ce cas de figure, les flammes se déplacent naturellement (de préférence) vers le haut en raison des forces d'Archimède. Cette orientation favorise l'échauffement puis la décomposition de la phase solide. La propagation est contrôlée par les transferts convectifs et radiatifs entre la phase gazeuse et la phase condensée. L'écoulement devient très fortement perturbé par la diffusion moléculaire qui contribue au mélange des réactifs et à auto-accélérer la propagation d'une flamme [Orloff *et al.* (1974), Hasemi et Tokunaga (1983), Fernandez Pello (1995), Curtat (2001)]. La flamme se rapproche de la surface non brûlée et une fois que la phase condensée commence à pyrolyser, les vapeurs de combustibles entreront d'elles mêmes dans le processus d'établissement de la flamme. La vitesse de propagation déprendra alors de l'effusivité du matériau.

Plusieurs chercheurs sont partis du modèle d'Emmons pour tenter d'expliquer, de manière analytique, la structure de la flamme de diffusion. Citons à ce sujet, les travaux développés Markstein et de Ris (1972), Orloff *et al.* (1974), Pagni et Shih (1977), Sibulkin et Kim (1977), Williams (1982), Quintiere *et al.* (1985), Karlsson (1993), Fernandez Pello (1995), Drysdale (1998), Pizzo (2007)... Ces auteurs avaient comme but de développer un modèle décrivant la géométrie d'une flamme soumise à un écoulement forcé parallèle à la surface du combustible. Ils ont essayé d'étudier une flamme de diffusion uniquement soumise à un écoulement naturel induit par les forces de flottabilité.

En particulier, Hasemi et Tokunaga (1983) définissent l'expression générale de la vitesse de propagation à partir de la position du front de pyrolyse pour des matériaux inertes thermiquement épais et thermiquement fins. Selon eux, la position de ce front peut être estimée en résolvant l'équation suivante :

$$T_{ig} = T_s + \int_0^t \dot{q}''_{fl}(z,\tau)\phi(t-\tau)d\tau \tag{2.89}$$

avec

- $\dot{q}''_{net}(z,\tau)$ le flux net au point z du solide à l'instant τ $[kW.m^{-2}]$
- $\phi(t-\tau) = \left[\rho\pi kc(t-\tau)\right]^{-0.5}$ pour un matériau thermiquement épais et $\phi(t-\tau) = \left[\rho\pi L(t-\tau)\right]^{-1}$ pour un thermiquement fin, est la réponse impulsionnelle de la température de surface. $[K.m^{-2}.kJ^{-1}]$

Hasemi et Tokunaga (1983) et Sibulkin et Kim (1977) montrent que la vitesse de propagation dépend alors de la distribution de l'éclairement de la flamme $\dot{q}''_{fl}(z,\tau)$ sur la phase condensée et plus rigoureusement de la longueur de la flamme $\dot{q}''_{fl} = f(z/z_{fl})$. A partir des données expérimentales concernant la longueur de flammes

en phase stationnaire et en utilisant une analyse dimensionnelle, ils affirment que z_{fl} satisfait une relation de la forme :

$$z_{fl} = G.(\dot{Q}^{'})^{n} \tag{2.90}$$

où

- G en $[m^{5/3}.kW^{-2/3}]$ est une constante. Delichatsios (1983) suggère $0,044$, Tu et Quintiere (1991) conseillent $0,067$, tandis que Hasemi et Tokunaga (1983) recommandent d'utiliser $0,027$.
- $\dot{Q}^{'}$ est taux de dégagement de chaleur par unité de largeur.
- n est une constante égale à $2/3$.

Tu et Quintiere (1991) ont vérifié la validité de cette corrélation en comparant les résultats de différents auteurs et leurs propres résultats pour des combustibles solides exposés à un flux radiatif. Cette équation suggère que la longueur de flamme peut directement être reliée à la position du front de pyrolyse le long de la plaque combustible ; L'équation 2.90 fut ensuite reprise par Delichatsios (1983) et Eklund (1986) :

$$z_{fl} = G'.\left(c_p T_\infty \rho_\infty \sqrt{g}\right)^{-2/3} (\dot{Q}^{'})^{2/3} \tag{2.91}$$

Dans des conditions turbulentes, G' tend vers 4,65 dans le modèle de Delichatsios (1983) et vers 5 dans celui de Eklund (1986).

Hasemi et Tokunaga (1983) montrent que la longueur de flamme z_{fl} peut également être corrélée avec une grandeur adimensionnée $\dot{Q}_l^{\star}$.

$$\frac{z_{fl}}{L} = \gamma \dot{Q}_l^{\star^n} \tag{2.92}$$

où $\dot{Q}_l^{\star} = \dot{Q}^{'}/(c_p T_0 \rho_\infty \sqrt{g}) D^{2/3}$ est le nombre de Froude normalisé, L est la longueur caractéristique du combustible, $n = 2/3$, $\gamma = 6$ pour $\dot{Q}_l^{\star} \geq 1$.

Tsai et Drysdale (2002) montrent expérimentalement que cette longueur est conforme à l'expression (2.90) en précisant que les conditions aux limites de la paroi et la largeur de la surface carbonisée ont un effet sur les paramètres de l'équation. Thomas (1994) suggère d'affecter au paramètre n la valeur 1 afin que la hauteur de flamme soit proportionnelle à l'énergie dégagée.

Sibulkin et Kim (1977) et Hasemi et Tokunaga (1983) expriment la vitesse de propagation en fonction de l'évolution du niveau d'éclairement de la flamme et indirectement de sa longueur [Fig. (2.19)].

A) Pour une décroissance exponentielle du flux $\dot{q}^{''}_{fl} = \dot{q}^{''}_{fl}(0) e^{(-\beta/\delta^{'}_{fl})}$:

$$v_p = \frac{\left(\dot{q}_{fl}\right)^{2m} \delta^{'}_{fl}}{\pi^n . \left(k^n \delta^k \rho c_p\right) \left(T_{ig} - T_0\right)^{2m}} \tag{2.93}$$

avec $n = 0$, $m = 0,5$ et $k = 1$ pour un matériau thermiquement fin et $n = 1$, $m = 1$ et $k = 0$ pour un thermiquement épais.

B) Pour un niveau d'irradiance constant $\dot{q}^{''}_{fl} = cte$:

$$v_p = \frac{1}{A\left(T_{ig} - T_0\right)^n} \int_0^\infty \dot{q}^{''}_{fl} (\beta + \delta_p) \beta^m d\beta \tag{2.94}$$

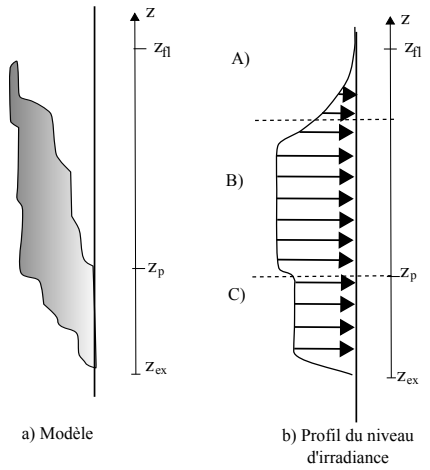


FIGURE 2.19 – *Evolution du niveau d'irradiance en fonction de la hauteur de la flamme.*

avec $A = \rho c_p d$, $n = 1$ et $m = 0$ pour un matériau thermiquement fin et $A = \pi k \rho c_p$, $n = 2$, $m = 0.5$ pour un thermiquement épais.

C) Pour un niveau d'irradiance $\dot{q}''_{fl} = cte$ pour $z_{ex} < z < z_p$ et 0 sinon :

$$v_p = \frac{4^n \left(\dot{q}''_{fl}\right)^{2m} \left(x_{fl} - x_p\right)}{\pi^n . \left(k^n \delta^k \rho c_p\right) \left(T_{ig} - T_0\right)^{2m}} \tag{2.95}$$

avec $n = 0$, $m = 0.5$ et $k = 1$ pour un matériau thermiquement fin et $n = 1$, $m = 1$ et $k = 0$ pour un thermiquement épais.

Conclusion de ce chapitre

Ce chapitre très généraliste a apporté les fondements indispensables à la compréhension et la caractérisation progressive des différents phénomènes physiques, se produisant lors du développement d'un incendie. Il s'est intéressé en particulier à présenter le comportement au feu des polymères, en mettant l'accent sur les processus de décomposition, d'ignition, de combustion et de propagation des flammes.

Les informations recueillies vont permettre de définir les éléments de connaissances et les paramètres indispensables utilisés dans le prochain chapitre, pour caractériser et modéliser le comportement au feu de structure en composite.

Nous allons à présent développer les résultats expérimentaux et numériques acquis au cours de nos travaux.

Comportement multi-échelle du sandwich composite

3

Sommaire

3.1 Echelle de la matière . . . 106
3.1.1 Résine polyester . . . 108
3.1.2 Balsa . . . 118
3.1.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle de la matière . . . 128
3.2 Echelle matériau . . . 129
3.2.1 Introduction . . . 129
3.2.2 Paramètres de calcul du cône calorimètre . . . 131
3.2.3 Résine polyester . . . 135
3.2.4 Stratifié polyester-verre . . . 141
3.2.5 Balsa . . . 151
3.2.6 Sandwich composite . . . 159
3.2.7 Conclusion intermédiaire à l'échelle du matériau . . . 176
3.3 Echelle produit semi-fini . . . 177
3.3.1 Panneau radiant OMI . . . 179
3.3.2 Medium Burning Item . . . 189
3.3.3 Conclusion à l'échelle du produit semi-fini . . . 205
3.4 Echelle produit fini : Single Burning Item . . . 206
3.4.1 Expérimental . . . 207
3.4.2 Numérique . . . 212
3.4.3 Conclusion à l'échelle produit fini . . . 225
3.5 Grande échelle : Démonstrateur . . . 226
3.5.1 Expérimental . . . 227
3.5.2 Occurrence du flashover . . . 229
3.5.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle du système . . . 235
3.6 Echelle réelle : Scénarii d'incendie . . . 236
3.6.1 Présentation des scénarii d'incendie de dimensionnement . . . 236
3.6.2 Limitations du code de calcul à cette échelle . . . 237

Ce chapitre présente les résultats obtenus au cours de ce travail de thèse. La philosophie proposée repose sur une validation progressive combinant expérience-simulation à complexité croissantes. L'analyse du comportement au feu du sandwich est réalisée de l'échelle de la matière jusqu'à une échelle représentative de l'utilisation finale, en passant successivement par cinq niveaux d'échelle.

La caractérisation expérimentale est faite au moyen de bancs d'essais normalisés et de bancs de référence métrologique. Parallèlement, l'outil de simulation FDS est

utilisé pour simuler ces expériences. Les prédictions sont systématiquement comparées aux mesures expérimentales pour tester la validité et les limites du modèle.

Dans un premier temps, les résultats à l'échelle de la matière sont exposés, laissant paraître l'opportunité d'en déduire des modèles phénoménologiques de décomposition et des paramètres cinétiques associés. Le chapitre s'intéresse ensuite à présenter les résultats expérimentaux du comportement au feu des éléments et du sandwich dans sa conception final à l'échelle du matériau. L'ensemble de ces expérimentations vont conduire à la constitution d'une base de données nécessaire préambule à la simulation numérique du comportement au feu de ce sandwich composite. Partant de ces résultats, la modélisation va évaluer la capacité du code à prédire la dégradation thermique de matériaux à complexité croissante. Par la suite, l'échelle du produit semi-fini étudiera la propagation en surface du sandwich avant d'analyser l'influence d'un coin sur le développement du foyer à l'échelle du produit fini. Ce travail va quantifier les aptitudes du sandwich à favoriser la propagation des flammes. De plus, il va permettre d'évaluer le potentiel du code à simuler la propagation sur ces bancs expérimentaux élémentaires. Les paragraphes suivant sont consacrés à l'échelle du système, où une étude expérimentale et numérique du développement d'un feu dans un démonstrateur en sandwich composite est exposée. Finalement, la dernière partie expose quelques cas d'application de scénarii d'incendie à l'échelle réelle d'un navire en structure composite.

3.1 Echelle de la matière

Le comportement macroscopique d'un matériau en feu est intimement lié à ses propriétés à l'échelle de la matière et à la manière dont ses propriétés sont traduites de manière simplifiée dans les modèles qu'utilisent les codes de calcul comme FDS. D'où la nécessité d'étudier et d'appréhender les mécanismes, car leur maitrise permet, *in fine*, de prédire les risques inhérents à une exposition du produit étudié à une source de chaleur.

La présente section est consacrée à la caractérisation de la dégradation thermique de la matrice polyester et du balsa constituant le sandwich composite, ainsi qu'à l'identification des phénomènes physico-chimiques mis en jeu. Il est en effet commode de décrire le comportement thermique du sandwich à partir de la connaissance des processus de décomposition thermique des éléments le constituant pris séparément. Cette philosophie simplificatrice, qui ne prend pas en compte explicitement un certain nombre de couplages (couplage balsa/resine polyester entre autre), est assez répandue.

La caractérisation du processus de décomposition thermique à l'échelle matière a été réalisée d'une part sur la phase solide et d'autre part sur la phase gazeuse, par analyse thermogravimétrique (ATG) ou four tubulaire (FT), couplés avec un analyseur infrarouge à transformée de Fourier (IRTF). Malgré l'intérêt notable de ce couplage, on trouve très peu d'articles sur le sujet. A notre connaissance, seuls Bustamante Valencia (2009) et l'auteur l'ont adopté. Pour autant, cette analyse combinée fournit des informations précieuses.

De manière générale, la dégradation thermique de la phase solide d'un matériau

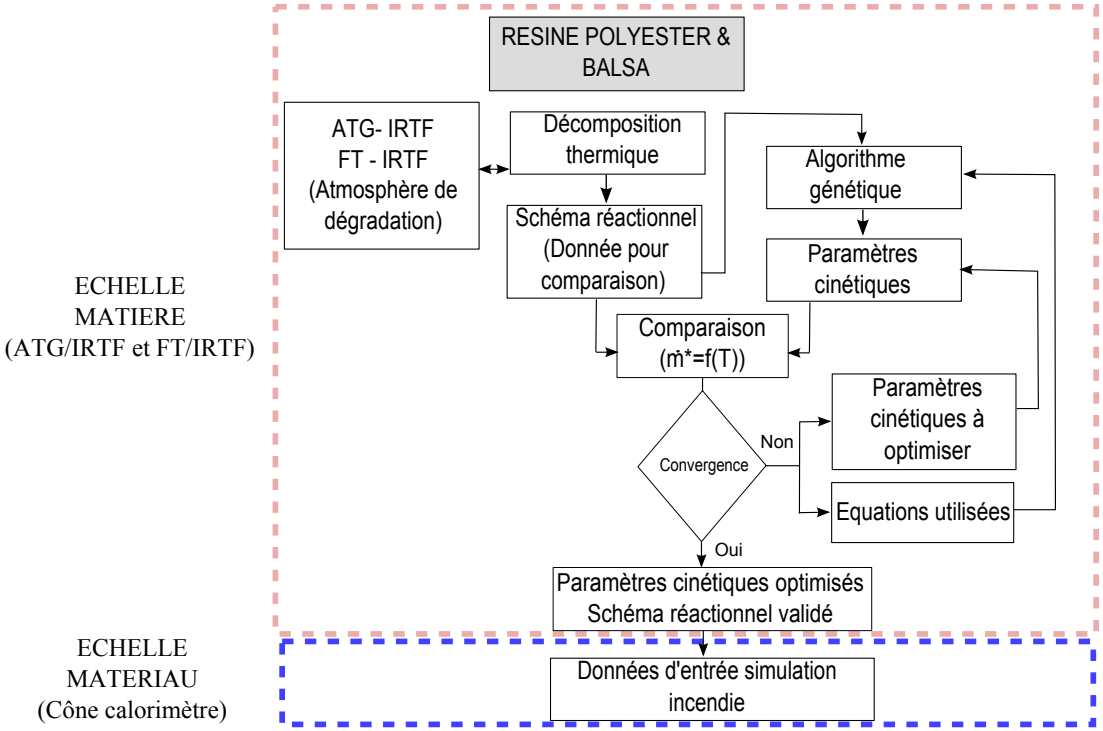


FIGURE 3.1 – *Méthodologie adoptée à l'échelle matière.*

élémentaire [1] est menée par ATG en condition dynamique, i.e. par variation de température. Les éléments tirés de ces résultats d'analyse fournissent des informations précieuses sur la stabilité thermique de la phase solide et permettent d'aboutir à un modèle phénoménologique de décomposition thermique. Il faut cependant rester vigilant quant à l'interprétation des informations fournies par une expérience d'ATG. En effet, les simples données de perte de masse ne suffisent pas toujours pour définir avec précision le mécanisme de décomposition.

Cela étant, l'analyse des produits gazeux issus de la dégradation thermique peut être un complément à l'étude de la phase solide pour valider un schéma réactionnel de décomposition. Elle va permettre en outre de quantifier les principales espèces chimiques lors de la décomposition thermique sous différentes atmosphères de dégradation, au moyen d'un couplage FT-IRTF au LNE. Précisons que l'analyseur IRTF, utilisé dans le cadre du couplage avec l'ATG au Service Central d'Analyse (SCA) du CNRS n'étant pas calibré, il n'a permis qu'une qualification des produits de décomposition.

Ainsi, les différentes investigations menées à cette échelle permettent d'étudier l'influence de l'environnement (la température, l'atmosphère et la vitesse de chauffe) sur les processus de transformations physico-chimiques et la production gazeuse. Il est alors possible d'établir un modèle phénoménologique complet de décomposition thermique utilisable quel que soit l'environnement.

La caractérisation des paramètres cinétiques (E, A, n et v) de chacunes des réactions

1. ce terme désigne un élément unitaire, homogène, isotrope, de masse faible et de taille millimétrique.

identifiées est ensuite réalisée au moyen d'un algorithme génétique. La validation des modèles phénoménologiques et des jeux de données optimisés, est effectuée par comparaison des mesures expérimentales et des prédictions numériques, suivant le principe décrit dans le chapitre (1.4.2.2). Ces données sont par la suite exploitées à l'échelle matériau comme paramètres d'entrée du code de simulation incendie en vue de prédire le comportement au feu du sandwich.

3.1.1 Résine polyester

La résine polyester insaturée utilisée dans le cadre de cette étude a fait l'objet d'une analyse élémentaire au SCA pour quantifier sa composition centésimale. Les compositions massiques sont : (71,46 $\pm$ 0,5) % de carbone, (6,19 $\pm$ 0,3) % d'hydrogène, (19,79 $\pm$ 0,5) % d'oxygène et(0,59 $\pm$0,1) % en chlore. La résine étudiée n'étant pas chargée, il est surprenant de détecter du chlore dans la composition centésimale. Sa présence peut être liée aux réactifs utilisés pour synthétiser le pré-polymère polyester.

Dans le cas présent, la somme des constituants n'a pas été ramené à 100%. La composition atomique a été calculée en équivalent carbone (de sorte que $C = 1$), avec une composition totale vérifiées de 98,03%.

Ce type de calcul conduit ainsi à une formulation $C_1H_mO_nCl_m$ qui permet d'homogénéiser les formules chimiques des molécules. Pour la résine étudiée, la composition atomique approchée est de type $C_1H_{1,039}O_{0,2}Cl_{0,00279}$.

Cette analyse élémentaire sera exploitée comme donnée d'entrée pour le code de calcul.

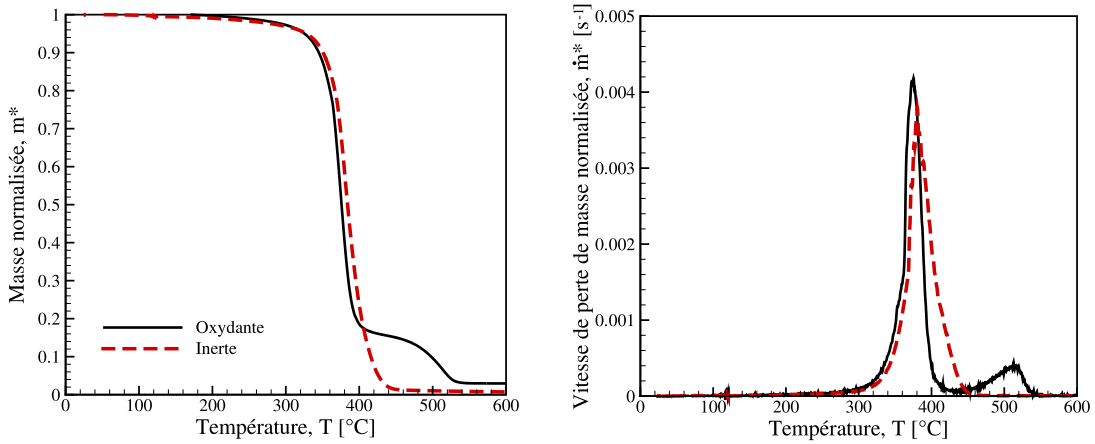
3.1.1.1 Analyse thermogravimétrique de la résine polyester

Influence de l'oxygène sur le processus de dégradation thermique

La comparaison des thermogrammes obtenus sous azote et sous air pour une vitesse de chauffe $\beta = 10\,K.min^{-1}$ est présentée sur la figure (3.2). Ce graphe met en évidence l'influence exercée par l'oxygène sur la décomposition thermique de la matrice polyester.

La figure (3.2.a) montre que la pyrolyse du polyester fait appel à un grand nombre de réactions concomitantes avec de nombreux produits de réactions. Sans connaître le détail de ces réactions, la figure révèle les différentes plages de températures des réactions. Celles-ci sont déterminées par simple lecture visuelle sur les graphiques. Les écarts types obtenues sont d'environ 5°C.

Sous atmosphère inerte, on ne peut distinguer qu'un seul domaine de température qui correspond à une seule étape de décomposition. La réaction observable, entre 160°C et 460 °C, dépend de nos conditions expérimentales (vitesse de chauffe, masse de l'échantillon...). La vitesse de perte de masse évolue progressivement jusqu'à atteindre un maximum à 382°C. La dégradation thermique résulte d'une scission aléatoire de la chaîne polymérique de la résine polyester. Le craquage thermique débute au niveau des liaisons faibles et se propage tout au long de la molécule. Ce phénomène s'accompagnerait de la "libération" de segments volatils.



a/ Masse normalisée m^*.

b/ Vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$.

FIGURE 3.2 – *Influence de l'atmosphère de dégradation sur le processus de décomposition thermique de la résine polyester pour une vitesse de chauffe de 10 K.min*$^{-1}$.

Sous atmosphère oxydante, les phénomènes de dégradation ont lieu de manière concomitante avec la thermolyse, ce qui complique le système à étudier. En conditions dynamiques, il est possible de décomposer le phénomène microscopique de dégradation thermique en quatre étapes :

1. Entre 200 et 320°C, la réaction ne semble pas influencée par la présence d'oxygène. En effet, les pertes de masses (oxydant et inerte) sont parfaitement superposables. Il s'agit donc d'un mécanisme purement thermique indépendant de la présence ou non d'oxygène. Cette réaction est associée à des scissions de chaînes par thermolyse.
2. Entre 320 et 360 °C, l'oxygène modifie le processus de dégradation. Il est possible de distinguer une dissemblance entre les pertes de masses, ce qui laisse penser à un mécanisme de type thermo-oxydation. Le produit de réaction, fortement visqueux, est communément appelé goudron (ou *tar* en anglicisme). La cinétique de décomposition est alors dictée par la diffusion de l'oxygène ; la réaction oxydation se produisant de façon concomittante avec la pyrolyse.
3. Entre 360 et 420°C, le produit de réaction semble se dégager. Cette étape est caractérisée par une rupture de pente de la vitesse de perte de masse en milieu oxydant. Cette réaction s'accompagne d'un réarrangement moléculaire, conduisant à la formation d'une structure de type carbonée ("charbon" ou char en anglo-saxon) thermostable et de produits volatils.
4. Au delà de 420°C, un phénomène d'oxydation du charbon formé à l'étape 3 est observé. Cette étape conduit à la dégradation quasi-totale du char.

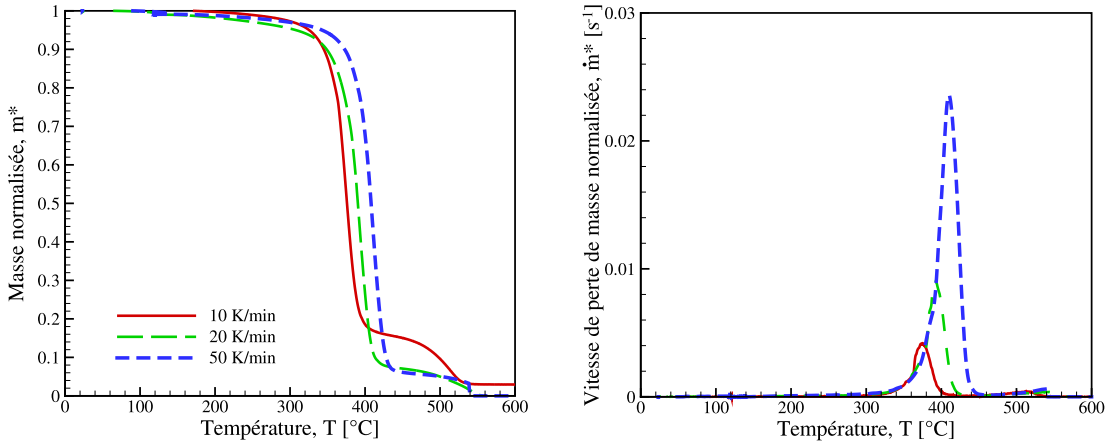
L'échelle microscopique est donc un panorama important de la dégradation thermique. Suite à ces observations, nous proposons le modèle phénoménologique de décomposition thermique présenté dans la table (3.1).
Les mécanismes cinétiques gouvernant ces étapes de décomposition sont *a priori* beaucoup plus complexes. De fait, il semble nécessaire d'étudier l'influence de la vitesse de chauffe sur la dégradation thermique de la résine polyester.

Influence de la vitesse de chauffe sur le processus de dégradation thermique

TABLE 3.1 – *Mécanisme réactionnel du polyester.*

Plage [°C]	Type de réaction	Reactifs		Produits
[200-460]	Pyrolyse	résine	$\rightarrow$	v_p.charbon+$(1-v_p)$.gaz
[320-360]	Oxydation	résine + O_2	$\rightarrow$	v_o.goudron+$(1-v_o)$.gaz
[360-420]	Oxydation	goudron + O_2	$\rightarrow$	$v_{o,t}$.charbon+$(1-v_{o,t})$.gaz
[420-540]	Oxydation	charbon + O_2	$\rightarrow$	$v_{o,c}$.résidu+$(1-v_{o,c})$.gaz

Les graphes de la figure (3.3) reportent l'influence de β sur le processus de dégradation suivant le mode opératoire décrit dans le chapitre (1.4.1.1).



a/ Masse normalisée m^*.

b/ Vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$.

FIGURE 3.3 – *Influence de la vitesse de chauffe (β = 10, 20 et 50 $K.min^{-1}$) sur le processus de décomposition thermique de la résine polyester sous atmosphère oxydante.*

La vitesse de chauffe β influe fortement sur la nature des produits de la réaction aussi bien sur les matières volatiles que sur le résidu solide et les paramètres cinétiques de la réaction chimique. En effet, selon la température du milieu réactionnel, les produits gazeux qui se dégagent peuvent se dégrader, se dépolymériser ou se condenser puis se fixer sur le résidu solide. Les produits fixés se dégradent au fur et à mesure que la température s'élève.

L'augmentation de la vitesse de chauffe β provoque également un décalage des phénomènes vers des températures plus élevées. Ce phénomène est très souvent observé dans la littérature. Ce retard est provoqué par l'énergie fournie au système qui gagne de l'importance à mesure que β diminue. Bien que le flux de chaleur soit faible dans le cas des petites vitesses, le temps de séjour est trop élevé pour que l'échantillon emmagasine assez d'énergie pour réagir rapidement et rompre les liaisons chimiques.

Il est très intéressant de noter que la masse restante au niveau du pseudo-plateau ($0,1 \leq m^* \leq 0,2$) évolue avec la vitesse de chauffe au-delà de $\beta > 10\ K.min^{-1}$. Cette constatation laisse supposer que la cinétique de décomposition, la nature des mécanismes mis en jeu et les espèces créées sont sensibles à β.

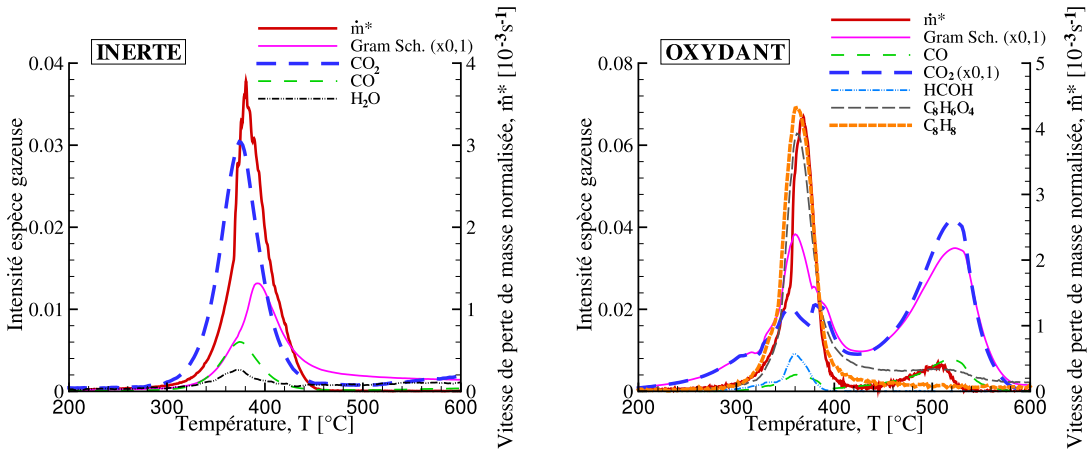
Á l'issue de cette analyse, on peut donc en conclure que la dégradation thermique de la résine polyester est affectée par la vitesse de chauffe. Il semble de toute évi-

dence que le mécanisme proposé dans la section précédente soit modifié au-delà 10 $K.min^{-1}$. Ce constat induit que l'utilisation d'un modèle unique n'est en théorie plus justifiée pour prédire la dégradation thermique de la résine. Il faut toutefois rester très critique quant à l'interprétation de ce résultat. Il est possible que les hypothèses formulées dans le chapitre (1.4.1.1) ne soient plus justifiées à mesure que β tende vers 50 $k.min^{-1}$. On peut en effet se demander si l'augmentation de la vitesse de chauffe ne conduit pas à une altération du comportement thermique de la résine ; l'échantillon devenant progressivement thermiquement épais.

En complément à l'analyse en phase solide, un couplage en phase gazeuse a été réalisé pour valider le mécanisme réactionnel. Cette investigation va aussi fournir des informations sur la nature des produits de dégradation. Ce point fait l'objet du paragraphe qui suit.

Couplage ATG-IRTF : analyse d'espèces chimiques lors de la dégradation thermique de la résine

L'étude qualitative du dégagement d'espèces a été réalisée au moyen d'un couplage ATG-IRTF par le Service Central d'Analyse (SCA) du CNRS. La figure (3.4) présente les spectres des espèces chimiques analysées, émises lors de la décomposition sous atmosphère oxydante et inerte pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$.



a/ Cinétiques en milieu inerte. *b*/ Cinétiques en milieu oxydant.

FIGURE 3.4 – *Cinétiques de dégagements qualitatives des produits gazeux de dégradation lors de la décomposition thermique de la résine polyester par ATG-IRTF pour une vitesse de chauffe de β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide obtenu sous ATG.*

Il en ressort que le spectre des composés gazeux émis lors de la décomposition thermique du polyester est extrêmement large. Elle commence vers 200°C et génère sous atmosphère inerte [Fig. (3.4.a)] principalement du CO, CO_2 et de la vapeur d'eau. Les cinétiques de ces trois principales espèces chimiques ont l'allure d'une gaussienne centrée sur une valeur proche de 380°C. L'information apportée semble donc confirmer que sous cette atmosphère, le processus de dégradation thermique se produit uniquement suivant une seule réaction.

La dégradation sous atmosphère oxydante [Fig. (3.4.b)] conduit en outre à la formation de nouveaux produits : des composés aliphatiques, aromatiques et des aldéhydes. Le grand nombre de produits qui semble se dégager en même temps,

empêche toutefois d'identifier le ou les différents aldéhydes qui se produisent. En examinant plus précisément les chemigrammes, il ressort que la production d'espèces volatiles n'apparaît qu'à partir de 200°C ce qui coïncide avec le début de perte de masse. Parallèlement, ces graphes montrent que :

- jusqu'à 320°C, les espèces chimiques sont principalement de CO, CO_2 et hydrocarbures totaux (HC_t) et de la vapeur d'eau.
- de 320 à 360°C, le dégagement de ces composés (CO, CO_2 et hydrocarbure) de H_2O [2] s'intensifie et on commence à percevoir la formation de nouveaux produits de réaction (cycliques, aromatiques, aldéhydes...).
- de 360 à 420°C, les émissions passent par un maximum.
- au delà de 420°C, les dégagements d'espèces résultent de l'oxydation du résidu. Les chemigrammes indiquent uniquement la présence de CO_2, de CO et de H_2O.

Pour conclure cette partie qualitative, les plages de températures des dégagements d'espèces semblent cohérentes avec les observations sur la perte de masse. En outre, l'observation des différents chemigrammes tend à prouver que l'oxydation vient modifier le dégagement d'espèces. Ceci laisse à penser *a posteriori* que le mécanisme de décomposition précédemment décrit est *chimiquement correct* pour des vitesses de chauffe de $\beta \leqslant 10\ K.min^{-1}$. Ceci induit que les différentes étapes du mécanisme réactionnel sont en accord avec la production d'espèces gazeuses.

Cette approche qualitative, bien qu'utile, ne permet toutefois pas d'évaluer la potentialité de la résine polyester à produire des composés gazeux toxiques.

3.1.1.2 Analyse quantitative des effluents gazeux au four tubulaire

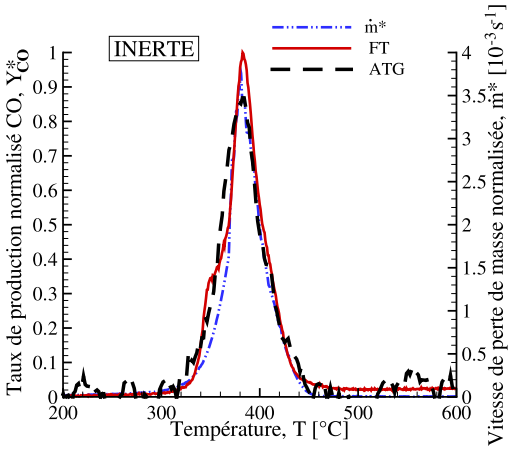
Une analyse quantitative a été réalisée au LNE par l'association d'un four tubulaire et d'un analyseur IRTF étalonné, suivant le mode opératoire décrit dans le chapitre (1.4.1.1).
Avant de pouvoir réaliser cette étude, il est nécessaire de vérifier que les cinétiques de dégagement d'espèces sont similaires entre les deux approches expérimentales (ATG-IRTF et FT-IRTF). La validation permettra ensuite d'étudier les taux de productions et de valider le mécanisme de décomposition. Cette investigation est nécessaire car l'analyseur IRTF du SCA, utilisé dans le cadre du couplage avec l'ATG n'est pas calibré pour quantifier les produits de décomposition.

L'analyse est faite sur les cinétiques normalisées du CO et du CO_2 pour une vitesse de chauffe de $\beta = 10\ K.min^{-1}$. La comparaison est illustrée sur la figure (3.5).

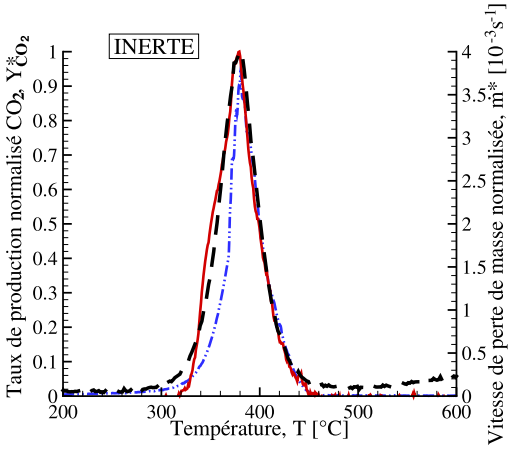
Sous atmosphère inerte, les figures (3.5.a) et (3.5.b) montrent que les cinétiques sont en bon accord. La légère différence observée est liée aux bandes spectrales utilisées pour l'identification des espèces chimiques entre les deux laboratoires.

Sous atmosphère oxydante, les graphes (3.5.c) et (3.5.d) révèlent que les cinétiques sont modifiées entre les deux dispositifs expérimentaux. Cela étant, les observations mettent en avant que les allures des courbes sont similaires à la vitesse de perte de masse. Pour autant, les cinétiques sont légèrement modifiées entre les dispositifs de mesure. Ce comportement peut s'expliquer en étudiant l'évolution du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} en fonction de la température au FT [Fig. (3.6)]. D'après la norme NF ISO 19706 (2007), lorsque le rapport Y_{CO}/Y_{CO_2}<0,05, la combustion se produit dans des

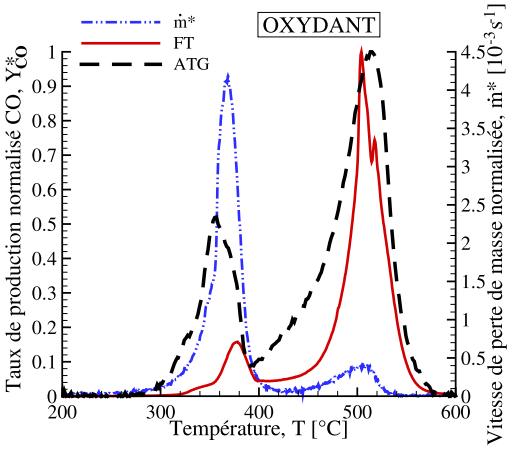
2. La cinétique de dégagement de vapeur d'eau en milieu oxydant n'est pas présentée.



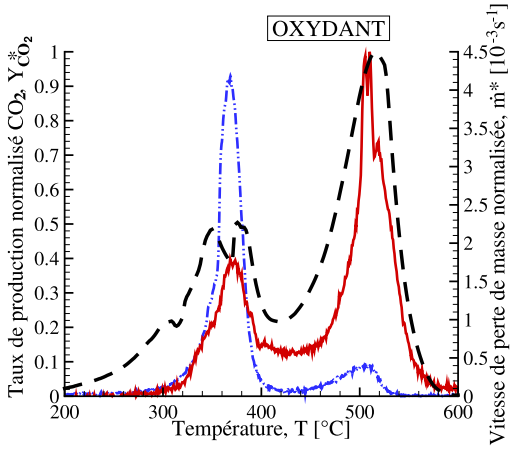
a/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de *CO* par ATG et FT en milieu inerte.



b/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO_2 par ATG et FT en milieu inerte.



c/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de *CO* par ATG et FT en milieu oxydant.



d/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO_2 par ATG et FT en milieu oxydant.

FIGURE 3.5 – *Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO et de CO_2 lors de la décomposition thermique de la résine via l'ATG-IRTF et le FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$.*

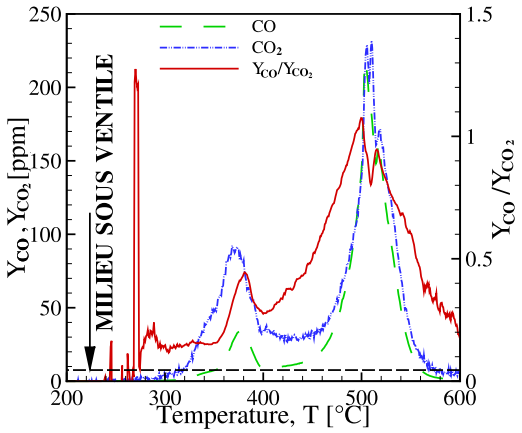
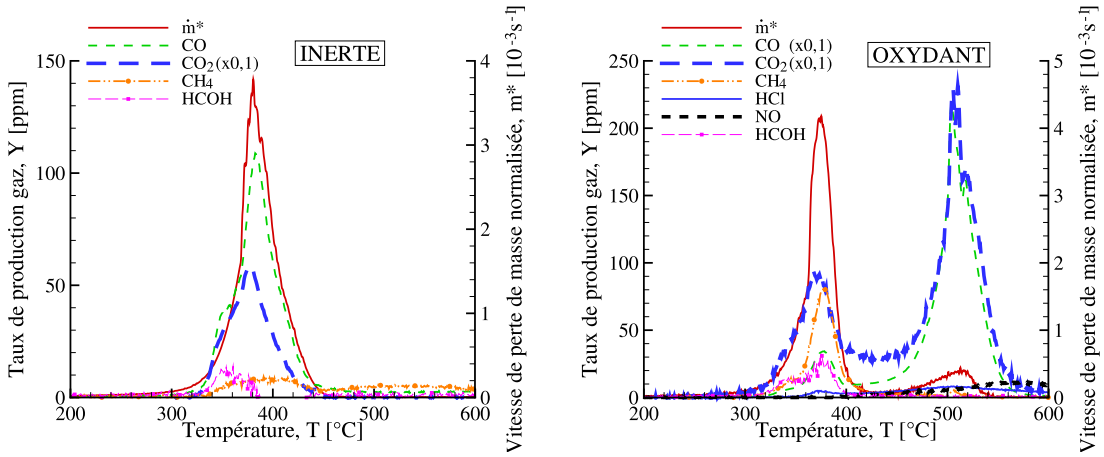


FIGURE 3.6 – *Evolution du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} lors de la dégradation de la résine (FT-IRTF) sous gaz oxydant.*

conditions bien ventilées. Or la figure (3.6) montre qu'au-delà de 270°C (ligne pointillée noire), la résine polyester se dégrade localement dans un environnement vicié. Le débit d'air est alors insuffisant pour oxyder l'ensemble des produits. Ce comportement, en partie lié à la présence d'une flamme au FT, a de l'influence uniquement sur la phase gazeuse. En effet, le mécanisme de la phase solide reste inchangé car les intensités des dégagements d'espèces se produisent aux mêmes températures entre le FT et l'ATG.

Malgré des dissemblances entre les cinétiques, les résultats restent tout à fait satifaisants. Cette analogie va donc permettre de couplée l'analyse quantitative en phase gazeuse (FT) à ceux de la phase solide (ATG).



a/ Cinétiques des taux de production d'espèces chimique en milieu inerte.

b/ Cinétiques des taux de production d'espèces chimique en milieu oxydant.

FIGURE 3.7 – *Cinétiques quantitatives des produits gazeux de dégradation lors de la décomposition thermique de la résine au FT-IRFT pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide sous ATG*

Les valeurs présentées, figure (3.7), sont directement corrélées à ces conditions d'essai, notamment au débit d'échantillonnage des gaz et à la dilution engendrée. Les résultats présentés viennent étayer les différentes observations effectuées sous ATG.

En effet, lors de la dégradation thermique sous atmosphère inerte [Fig. (3.7.a)], on retrouve les mêmes espèces chimiques que sous ATG. L'analyseur IRTF décèle, qui plus est, d'autres composés non detéctés par le SCA : composés cycliques (HAP...), aromatiques, des aldéhydes (Propionaldéhyde CH_3CH_2CHO) et formaldéhyde ($HCOH$).

Sous atmosphère oxydante [Fig. (3.7.b)], on retrouve les composés cycliques, aromatiques (Acide isophtalique $C_8H_6O_4$, du styrène (C_8H_8), et les aldéhydes (formaldéhyde et propionalhdéhyde). Ils apparaissent principalement lors du processus de pyrolyse entre 200-420°C tandis que le CO, CO_2, H_2O sont produits en grande quantité lors de l'oxydation du charbon (à partir de 420°C). Il est possible de distinguer, outre cela, que l'oxydation de la résine génère de nouveaux produits gazeux non détectés par l'IRTF du SCA : du monoxyde d'azote (NO) et de l'acide chlorhydrique (HCl). La détection du HCl semble confirmer la présence de chlore dans la composition centésimale de la résine polyester. Toutefois, compte tenu des quantités détectées, il faut rester très vigilant quant à la pertinence de ce résultat. L'émission maximale du HCl et le NO se produit au-delà des températures de dégradation

thermique de la résine (>600°C). Il est plausible que cet artéfact expérimental soit le résultat d'une condensation des vapeurs sur le réacteur en quartz plus loin en aval. A mesure que la température du quartz augmente, ces composés vaporisent.

En somme, ces résultats tendent à prouver, une fois de plus, que le mécanisme défini à partir de la phase solide semble reproduire les observations [Tab. (3.2)].

TABLE 3.2 – *Mécanisme réactionnel complet de la dégradation thermique du polyester.*

Type de réaction	Reactifs		Produits		
Pyrolyse	résine	$\rightarrow$	v_p.charbon	+	$(1-v_p).[Y_k + CO_2 + H_2O + HCOH + CH_4]$
Oxydation	résine + O_2	$\rightarrow$	v_o.goudron	+	$(1-v_o).[Y_k + CO_2 + H_2O + HCOH + CH_4]$
Oxydation	goudron + O_2	$\rightarrow$	$v_{o,t}$.charbon	+	$(1-v_{o,t}).[Y_k + CO_2 + H_2O + HCOH + CH_4 + CO + NO + HCl]$
Oxydation	charbon + O_2	$\rightarrow$	$v_{o,c}$.résidu	+	$(1-v_{o,c}).[CO_2 + H_2O + CO + NO + HCl]$

$Y_k = C_8H_6O_4 + CH_3CH_2CHO + C_8H_8$: Principaux traceurs

$C_8H_6O_4$: Acide isophtalique

CH_3CH_2CHO : Propionaldéhyde

C_8H_8 : Styrène

La table (3.3) résume, quant à elle, les taux de production des espèces chimiques par unité de combustible consumé.

TABLE 3.3 – *Taux de production des espèces chimiques par unité de polyester consumé.*

Gaz		Air $[mg.g^{-1}]$	Azote $[mg.g^{-1}]$
Dioxyde de carbone	CO_2	409,64	53,96
Monoxyde de carbone	CO	77,75	4,33
Formaldéhyde	$HCOH$	3,94	0,64
Méthane	CH_4	1,17	0,68
Monoxyde d'azote	NO	2,49	-
Acide chlorhydrique	HCl	1,83	-

Bien que les masses soient identiques, les taux de production des espèces évoluent dans des proportions moindres à mesure que la teneur en oxygène diminue. Ce résultat laisse entrevoir, qu'en milieu inerte, la combustion incomplète de la résine produit de nombreux composés intermédiaires de dégradation qui ne sont pas oxydés par l'oxygène de l'air. Ces produits gazeux sont difficilement qualifiables.

3.1.1.3 Détermination des paramètres cinétiques

Pour chaque schéma réactionnel permettant de décrire le phénomène de dégradation thermique, un modèle stoechio-cinétique est associé. Si un schéma réactionnel comporte une seule réaction, l'estimation des paramètres cinétiques de cette réaction s'avère être aisée. Dans le cas de la résine polyester, la détermination de ces paramètres n'est pas si simple car la dégradation thermique génère de nombreux produits intermédiaires. L'emploi d'un algorithme génétique (AG) semble donc le moyen le mieux adapté pour optimiser un jeu de paramètres cinétiques (E, A, n et v) susceptible de reproduire les cinétiques de perte de masses. Ce jeu unique doit être capable de prédire les étapes de décomposition de la matrice polyester indépendamment des

conditions opératoires, i.e. de la vitesse de chauffe et du gaz vecteur. L'optimisation de ces paramètres est présentée dans le chapitre (1.4.2.2)

Le modèle cinétique, associé à ce schéma réactionnel, est décrit par un système d'équations différentielles ordinaires. Ce modèle exprime les évolutions des différentes masses normalisées des espèces solides, présentes dans le schéma réactionnel considéré, en fonction de leur dépendance vis à vis de l'atmosphère de dégradation et de la température atteinte durant la dégradation thermique. Ce modèle est envisageable à partir des observations précédemment émises dans le paragraphe (1.4.1.1).

Pour la matrice polyester :

$$\begin{aligned}\frac{dm_m^*}{dt} &= -\dot{\omega}_o - \dot{\omega}_p \\ &= -Y_{O_2}\Big(\frac{m_t(t)}{m_0}\Big)^{n_o} A_o e^{-E_o/RT} - \Big(\frac{m_{char}(t)}{m_0}\Big)^{n_p} A_p e^{-E_p/RT} \end{aligned} \tag{3.1}$$

Pour le goudron (*tar* en anglais) :

$$\begin{aligned}\frac{dm_t^*}{dt} &= v_o\,\dot{\omega}_o - \dot{\omega}_{o,t} \\ &= v_o\,\Big(\frac{m_t(t)}{m0}\Big)^{n_o} Y_{O_2} A_o e^{-E_o/RT} + \Big(\frac{m_c(t)}{m_i}\Big)^{n_{o,t}} A_{o,t} e^{-E_{o,t}/RT} \end{aligned} \tag{3.2}$$

Pour le charbon (*char* en anglais)

$$\begin{aligned}\frac{dm_c^*}{dt} &= v_{o,t}\,\dot{\omega}_{o,t} + v_p\,\dot{\omega}_p - \dot{\omega}_{o,c} \\ &= v_{o,t}\,\Big(\frac{m_c(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,t}} Y_{O_2} A_{o,t} e^{-E_{o,t}/RT} + v_p\,\Big(\frac{m_c(t)}{m_0}\Big)^{n_p} A_p e^{-E_p/RT} \\ &\quad + \Big(\frac{m_{res}(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,c}} Y_{O_2} A_{o,c} e^{-E_{o,c}/RT} \end{aligned} \tag{3.3}$$

Pour le résidu (*residue* en anglais) :

$$\begin{aligned}\frac{dm_r^*}{dt} &= v_{o,c}\,\dot{\omega}_{o,c} \\ &= v_{o,c}\Big(\frac{m_r}{m_0}\Big)^{n_{o,c}} Y_{O_2} A_{o,c} e^{-E_{o,c}/RT} \end{aligned} \tag{3.4}$$

Dans le système d'équations, $m^*(t)$ représente la masse normalisée de la résine polyester. Les indices m, c, t, r, o et p renvoient respectivement à la matrice, au charbon, au goudron, au résidu, à l'oxydation et à la pyrolyse. m_0 désigne la masse initiale du matériau et $Y_{O_2} = 0,23$ la fraction massique d'oxygène.

La vitesse de perte de masse normalisée totale est définie comme la somme de toutes les vitesses de pertes de masses normalisées des espèces solides. Dans notre cas, elle est donnée par l'équation suivante :

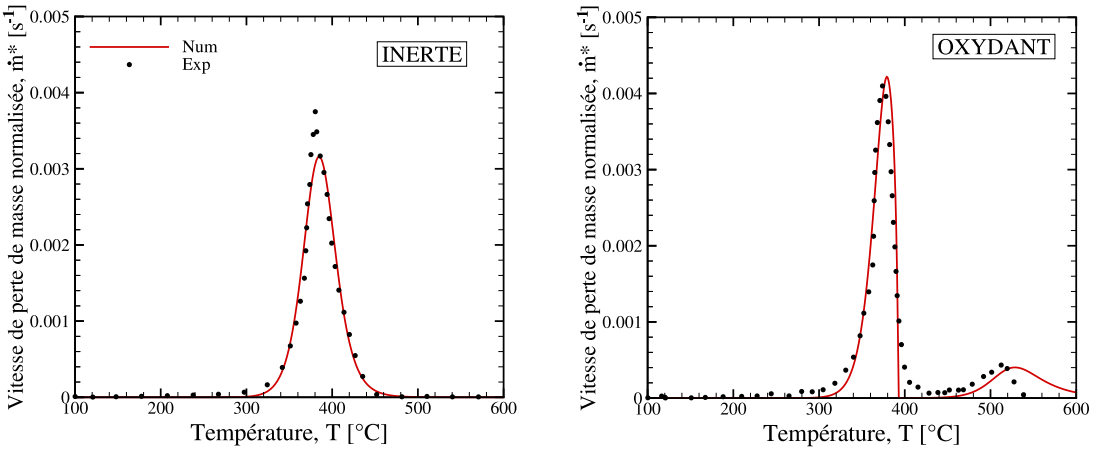
$$\frac{dm_{tot}^*}{dt} = \frac{dm_m^*}{dt} + \frac{dm_t^*}{dt} + \frac{dm_c^*}{dt} + \frac{dm_r^*}{dt} \tag{3.5}$$

A ces équations, il convient d'ajouter les conditions initiales :

$$m_m(t=0) = 1;$$

$$m_t(t=0) = 0;$$
$$m_c(t=0) = 0;$$
$$m_r(t=0) = 0;$$
$$T(t=0) = 393\,K$$

Dans ce système, on connait uniquement les vitesses de pertes de masses normalisées expérimentales $\dot{m}^*_{exp}$. Les inconnues (E_i, A_i, n_i et v_i) de chacune des réactions i sont optimisées par l'AG suivant la procédure décrite dans le chapitre (1.4.2.2). Les résultats de l'optimisation du $\dot{m}^*$ sont présentés sur les graphes de la figure (3.8) en fonction de l'atmosphère de dégradation. Pour des raisons de confidentialité, les paramètres cinétiques optimisés ne peuvent pas être présentés.

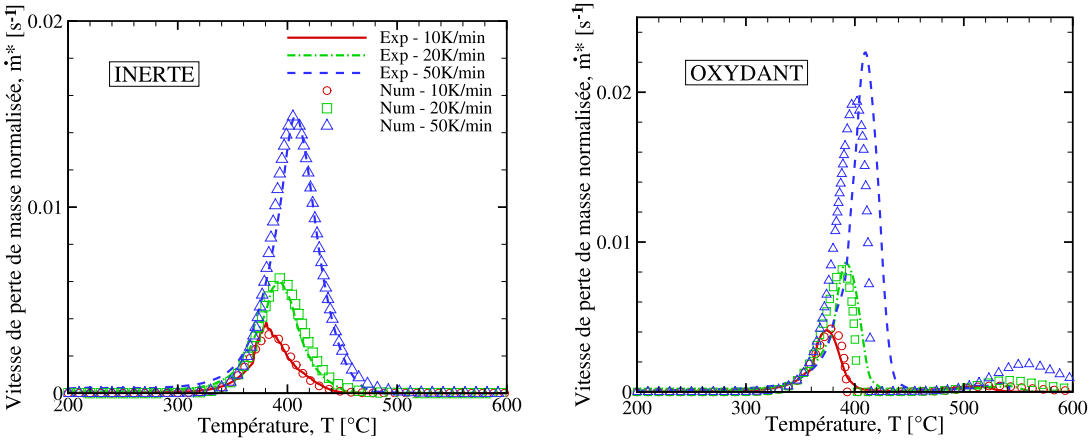


a/ Milieu inerte. *b/* Milieu oxydant.

FIGURE 3.8 – *Comparaison entre la solution calculée par l'AG et les valeurs expérimentales de $\dot{m}^*$ de la résine pour une vitesse de chauffe de 10 $Kmin^{-1}$.*

Les résultats mettent en évidence la capacité du modèle et du jeu de données à reproduire la décomposition thermique du matériau indépendamment du gaz vecteur. Ils reproduisent de manière satisfaisante les principales tendances observées expérimentalement pour une vitesse d'échauffement de 10 $K.min^{-1}$. L'analyse montre en l'occurrence que le modèle reproduit les intensités maximales aux températures recherchées. Toutefois, on remarque, en milieu inerte, un léger biais sur l'intensité. La concordance des courbes pourrait être améliorée en modifiant le paramètre d'optimisation. On souligne toutefois que le plus gros écart n'excède pas les 12%, ce qui, compte-tenu de l'objectif de modèle unique, apparaît satisfaisant.

Les travaux de Bustamante Valencia (2009) laissent à penser que le modèle de pyrolyse (mécanisme réactionnel et jeu de données), ici commenté, est capable de reproduire le taux de perte de masse indépendamment de la vitesse de chauffe. Afin de corroborer cette dernière assertion, le modèle a été validé pour d'autres vitesses d'échauffement. Une illustration de cette comparaison ainsi effectuée est représentée sur le graphe de la figure (3.9).
Il semble que les propos de Bustamante Valencia (2009) soient justifiés. L'observation tirée de la figure (3.9) tend à prouver que le modèle de pyrolyse est capable de reproduire le mécanisme de dégradation indépendamment de la vitesse de chauffe, de la température et de l'atmosphère de dégradation.



a/ Milieu inerte. *b*/ Milieu oxydant.

FIGURE 3.9 – *Comparaison entre la solution calculée par l'AG et les valeurs expérimentales de $\dot{m}^*$ de la résine polyester pour différentes vitesses de chauffe (10, 20 et 50 $Kmin^{-1}$).*

On remarque sous atmosphère inerte [Fig. (3.9.a)] que les prédictions sont en trés bon accord avec les mesures. Les paramètres cinétiques reproduisent fidèlement la dégradation thermique quelle que soit la vitesse de chauffe.

Sous atmosphère oxydante [Fig. (3.9.b)], on distingue un écart entre les courbes à mesure que β augmente. Les paramètres cinétiques ne permettent pas *a posteriori* de reproduire le décalage des phénomènes de dégradation thermique vers les températures plus élevées lorsque β tend vers 50 $K.min^{-1}$. Ce résultat induit que l'utilisation d'un jeu de données unique n'est donc pas adapté pour prédire la dégradation thermique de la résine polyester sous air. Cette assertion corrobore les observations précédentes. Pour reproduire plus fidèlement les taux de pertes de masses, il serait donc légitime de définir plusieurs jeux de données. Précisons que ce résultat peut également être lié à une altération expérimentale du comportement thermique de l'échantillon. Bien que les prédictions ne soient pas fidèles, les résultats restent très encourageants.

Cette analyse a montré donc toutes les capacités du modèle réactionnel et des paramètres cinétiques pour prédire la décomposition de la résine polyester indépendamment de l'environnement de dégradation. Ce modèle de pyrolyse (schéma réactionnel et paramètres cinétiques) va être exploité à l'échelle macroscopique (matériau) pour simuler numériquement le comportement au feu de la matrice polyester. Nous en évaluerons la pertinence aux échelles supérieures.

3.1.2 Balsa

De façon similaire à la résine polyester, une analyse élémentaire a été réalisée sur le balsa afin de déterminer les compositions centésimales.

Comparés à d'autres combustibles, le balsa et le bois en général contiennent moins de carbone mais plus d'oxygène. Sa composition centésimale[3] est : 45.8 % de carbone, 6.1% d'hydrogène, 43.3 % d'oxygène et 0,89% de chlore. La présence de chlore semble

3. Il convient de rappeler que la somme des constituants n'est pas systématiquement ramenée à 100%. Un bouclage à 100% (ou 100 grammes) peut être effectué pour uniformiser l'ensemble des données et exprimer un élément par rapport à l'autre sur la base de 100 % de matières organiques

liée à des traces de colle néoprène utilisée pour assembler les blocs de balsa. Ce qui conduit à une composition atomique approchée du type $C_1H_{1.59}O_{0.71}cl_{0.006}$.

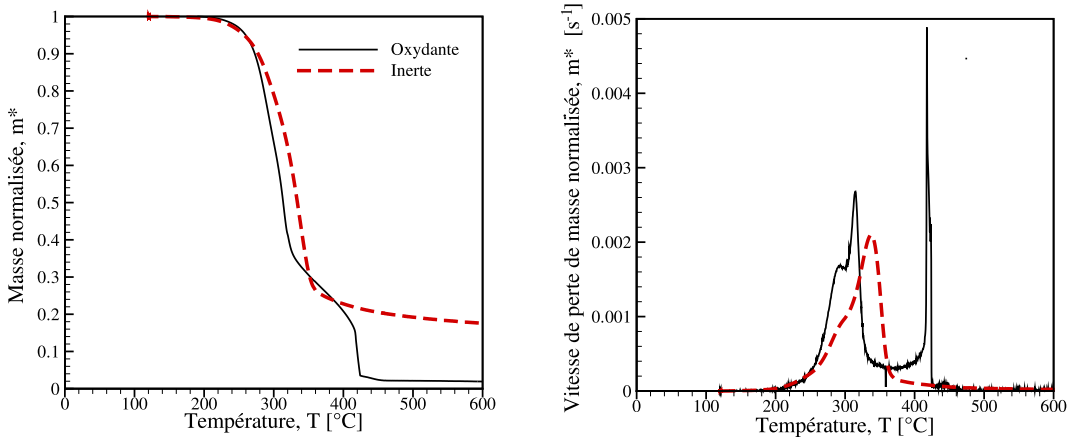
3.1.2.1 Analyse thermogravimétrique du balsa

L'objectif ici n'est pas une étude approfondie de la dégradation thermique du balsa, d'ailleurs trop complexe pour être complètement élucidée par la seule approche thermogravimétrique. Il s'agit plutôt de déterminer des lois cinétiques "simples" utilisables pour modéliser la pyrolyse du balsa, et ce en fonction de la température.

A notre connaissance aucune étude n'a été réalisée sur la dégradation thermique de ce matériau, à proprement parlé. D'où la motivation de cette étude. En revanche, il est possible de trouver de nombreuses références sur la pyrolyse de bois de variétés différentes. Renvoyons, pour cela, au chapitre (2.3.2). Il semble, toutefois, très difficile de synthétiser l'ensemble des travaux menés sur les mécanismes correspondants pour établir un modèle globale du fait de la très grande dispersion des résultats (liée aux conditions opératoires employées et à la natures des composés étudiés).

Influence de l'oxygène sur le processus de dégradation thermique du balsa

L'analyse thermogravimétrique a été opérée sur du balsa préalablement déshydraté via une étuve. Le cycle de température appliqué pour l'analyse thermique est présenté dans le paragraphe (3.1). Les thermographes de la figure (3.10) présentent l'évolution en température de la masse normalisée m^* et de la vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$ pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$ sous deux atmosphères, l'une oxydante et l'autre inerte.



a/ Masse normalisée m^*. *b/* Vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$.

FIGURE 3.10 – *Influence de l'atmosphère de dégradation sur le processus de décomposition thermique du balsa pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$.*

Sous atmosphère inerte [Fig. (3.10.a)], la dégradation thermique du balsa produit à un grand nombre de réactions concomitantes et des nombreux produits de réactions. La perte de masse sous azote présente deux domaines de températures, correspondant à des étapes distinctes de la dégradation thermique :

– une première à partir 190°C où la masse évolue progressivement jusqu'à atteindre un pseudo palier vers 310°C. Cette réaction primaire de thermolyse conduit à la production de composés gazeux permanents (H_2, CO et CO_2), des

hydrocarbures et des composés azotés. A ces gaz, il faut ajouter la présence de goudrons et le carbone résiduel. Les goudrons sont les composés majoritaires des réactions primaires selon Rath et Staundinger (2001).
- une seconde réaction entre 310 et 380°C au cours de laquelle les goudrons se dégradent thermiquement en plusieurs composés légers. Garcia *et al.* (1995) soulignent que cette réaction est influencée par la vitesse de chauffe (les goudrons formés pendant la première étape n'ont ainsi pas le temps de diffuser hors du solide et y sont craqués).

Contrairement au polyester, la thermolyse du balsa n'est donc pas une réaction bien définie mais plutôt une succession de réactions.

La comparaison des pertes de masses sur le graphe (3.10.a) met, par ailleurs, en évidence que l'oxygène altère les processus de décomposition du balsa. Les phénomènes d'oxydation ont lieu de manière concomitante avec la pyrolyse ce qui complique encore le système à étudier. En atmosphère oxydant, il est possible de décomposer le processus de décomposition thermique en trois étapes :

1. de 190 à 320°C, une première étape semble influencée par la présence d'oxygène puisque, sur cette plage, les pertes de masses ne sont pas superposables. La cinétique de décomposition est alors dictée par la diffusion de l'oxygène. Les molécules sont coupées et se décomposent en goudron et en produits volatils.
2. La troisième étape de 320 à 400°C, est caractérisée par une rupture de pente de la vitesse de perte de masse en milieu oxydant. Elle s'accompagne d'un réarrangement moléculaire et conduit à la formation d'une structure de type carbonée ("charbon" ou *char* en anglais), du goudron et le dégagement de produits volatils.
3. à partir de 400°C, une réaction oxyde le goudron de l'étape 2. La cinétique est contrôlée par la diffusion de l'oxygène au sein du combustible.

Le graphe (3.10.b) montre que les cinétiques des deux étapes observées sous gaz neutre sont accelérées par l'oxygène de l'air sous atmosphère oxydante. L'atmosphère oxydante provoque une réaction supplémentaire d'oxydation du goudron.

D'après la littérature, il semble qu'entre 280 et 430°C, la perte de masse soit liée à la dégradation thermique de l'holocellulose (partie polysaccharidique des cellules végétales constituée de la cellulose et des hémicellulose). Selon Fagbemi *et al.* (2001), il semble que la présence de charbon soit le résultat de la décomposition tardive de la lignine. Toutefois les observations faites au cours de cette étude ne permettent pas d'établir de similitudes de comportements avec la littérature.

L'objectif de la thèse n'étant pas de définir un modèle de dégradation thermique complet par constituant, il a été décidé volontairement d'opter pour un mécanisme multi-réactionnel décrivant la décomposition thermique du balsa dans son ensemble (Approche LPA). Le modèle phénoménologique obtenu de ces analyses est résumé dans la table (3.4) .

Sous atmosphère inerte, le mécanisme de décomposition est décrit par deux réactions de thermolyse. Sous atmosphère oxydant, les réactions sont concomitantes. On dénombre cinq transformations dont deux réactions par thermolyse et trois oxydations. Ce modèle est très proche de celui proposé par Broido et Weinstein (1971) et Di Blasi (1993). Les auteurs ne tiennent néanmoins pas compte de la concomitance

TABLE 3.4 – *Mécanisme réactionnel du balsa.*

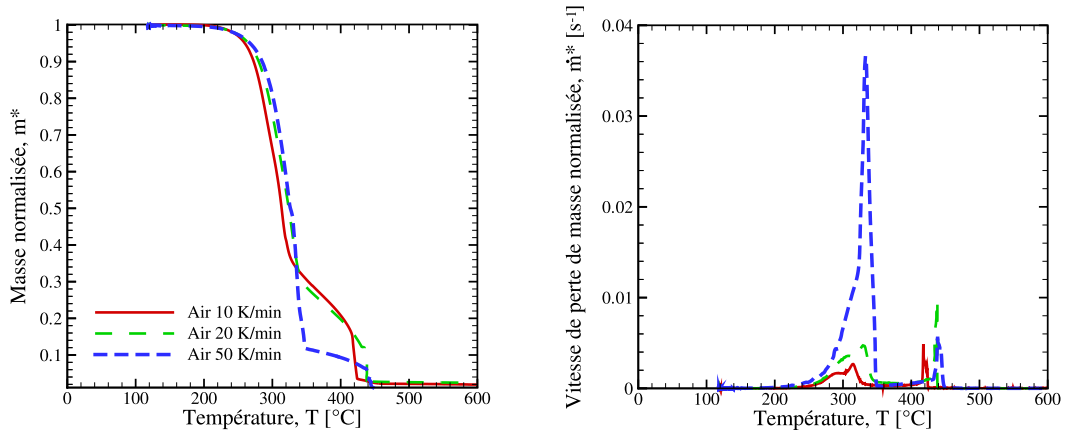
Plage [°C]	Type de réaction	Reactifs		Produits
[190-310]	Pyrolyse	balsa	→	$\upsilon_{p,h}$.βbalsa+$(1-\upsilon_{p,h})$.gaz
[310-380]	Pyrolyse	βbalsa	→	$\upsilon_{p,\beta h_1}$.gourdon+$\upsilon_{p,\beta h_2}$.charbon+$(1-\upsilon_{p,\beta h_1}-\upsilon_{p,\beta h_2})$.gaz
[190-320]	Oxydation	balsa + O_2	→	$\upsilon_{o,h}$.βbalsa+$(1-\upsilon_{o,h})$.gaz
[320-400]	Oxydation	βbalsa + O_2	→	$\upsilon_{o,\beta h_1}$.gourdon+$\upsilon_{o,\beta h_1}$.charbon+$(1-\upsilon_{p,\beta h_1}-\upsilon_{p,\beta h_2})$.gaz
[400-420]	Oxydation	goudron + O_2	→	$\upsilon_{o,tar}$.résidu+$(1-\upsilon_{o,tar})$.gaz

des réactions d'oxydation et de thermolyse. Selon ces auteurs, un bois se dégrade thermiquement uniquement selon trois réactions d'oxydation.

Le modèle proposé ici, est donc plus complexe que ceux proposés par Broido et Weinstein (1971) et Di Blasi (1993).

Influence de la vitesse de chauffe

Les graphes de la figure (3.11) présentent les thermographes en fonction de β (10, 20 et 50 $K.min^1$).



a/ Masse normalisée m^* *b/* Vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$

FIGURE 3.11 – *Influence de la vitesse de chauffe (β = 10, 20 et 50 $K.min^{-1}$) sur le processus de décomposition thermique du balsa.*

On retrouve bien l'idée intuitive, précédemment énoncée, selon laquelle une augmentation de la vitesse de chauffe provoque un décalage des réactions vers des températures plus élevées. Plusieurs auteurs font état du même effet [Garcia *et al.* (1995), Bustamante Valencia (2009)] signalant par ailleurs une modification des processus des transformations de l'échantillon (du fait du couplage pyrolyse/transport de matière/oxydation par l'oxygène).

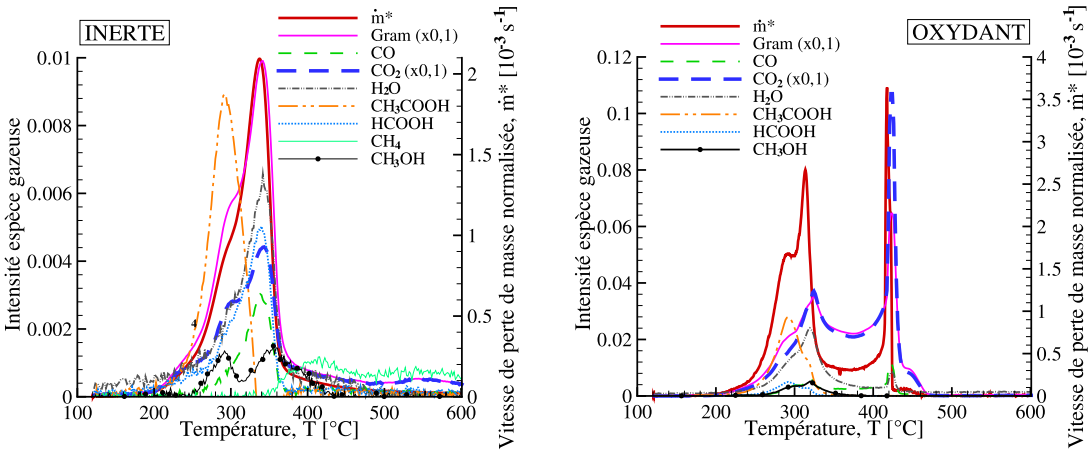
La vitesse de chauffe a un effet significatif sur la dégradation thermique du balsa. Si l'on considère des vitesses de chauffe faibles, et d'après le graphe (3.11.a), le point d'inflexion se situera à une température plus faible que celles obtenues à un β plus élevé.

Il est très intéressant de noter que la masse restante au niveau du pseudo-plateau évolue lorsque β est supérieure à 20 $K.min^{-1}$. Cette analyse peut laisser entrevoir que

la dynamique de formation des produits (solide et gazeux) est altérée. L'hypothèse, émise dans la paragraphe (3.1), selon laquelle la température est homogène, ne semble plus justifiée. Le graphe (3.11.a) montre également, à mesure que β augmente, que le pourcentage massique de production du résidu carboné (char) diminue, ce qui semble confirmer nos propos.

Couplage ATG-IRTF : analyse des effluents gazeux

En complément des expériences thermogravimétrique, une qualification des effluents gazeux a été réalisée par couplage ATG-IRTF au SCA. Les spectres des gaz analysés sont présentés sur la figure (3.12) .



a/ Cinétiques en milieu inerte. *b/* Cinétiques en milieu oxydant.

FIGURE 3.12 – *Cinétiques de dégagements qualitatives des produits gazeux de degradation lors de la décomposition thermique du balsa par ATG-IRTF pour une vitesse de chauffe de β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide obtenu sous ATG.*

Le spectre des composés gazeux émis lors de la décomposition et de la combustion est extrêmement large et complexe.
Les travaux issus de la littérature définissent les espèces chimiques en fonction de la dégradation des biopolymères constituant un bois. De façon générale :

- la cellulose est principalement responsable de la production des gaz volatils inflammables. Les gaz émis sont composés de gaz volatils (monoxyde et dioxyde de carbone, hydrogène, méthane, éthane, éthylène, propène, butane, propadiène et butène) et de gaz de plus fortes masses moléculaires (furanes, anhydroglucopyranoses, anhydroglucofuranoses, dianhydroglucopyranoses) [Varhegyi *et al.* (1997)]. Entre 300 et 350°C, le degré de polymérisation de la cellulose diminue et la formation de goudrons devient prédominante ;
- l'hémicellulose se dégrade entre 200 et 360°C [Muller Hagedorn *et al.* (2002) ; Antal et Varhegyi (1995)]. La dégradation conduit à la formation de gaz volatils (monoxyde et dioxyde de carbone, hydrocarbures avec un nombre de carbone inférieur à cinq, acide formique, acide acétique) et de molécules de plus fortes masses moléculaires (furanes, anhydroglucopyranoses, anhydroglucoses, anhydrohexoses, levoglucosenones) [Varhegyi *et al.* (1997)] ;
- la lignine se décompose entre 280 et 430°C. Les gaz émis sont des gaz volatils (monoxyde et dioxyde de carbone, acide acétique et diéthylether) et des gaz de masses moléculaires plus importants (hydrocarbures aromatiques, vanillins, phénols, catechols, guaiocols) [Varhegyi *et al.* (1997)]. Néanmoins, le

dégagement gazeux est assez faible car la dégradation de la lignine conduit principalement à la formation du résidu charbonneux [Orfao *et al.* (1999)].

Ces observations sur la dégradation des biopolymères doivent nous aider à comprendre comment se dégrade le balsa.

Sous atmosphère inerte [Fig. (3.12.a)], l'étude de la décomposition thermique du balsa indique une altération de sa structure chimique à partir de 190 °C. La vitesse de perte de masse passe par un maximum dans un intervalle de température 320-360 °C, avec production de la majorité des composés volatils. Ainsi :

- entre 190 et 310, les chemigrammes montrent un dégagement important des gaz incondensables CO, CO_2 et de vapeurs condensables constituées en grande partie d'acide acétique (CH_3COOH), d'acide formique ($HCOOH$), de méthanol (CH_3OH) et d'eau formée. D'après la littérature, il semble que ce dégagement soit lié principalement à la décomposition de l'hémicellulose et de la cellulose. La dégradation de ces composés génère des produits volatils, du goudron et du charbon résiduel.
- de 310 à 380 °C, ces différents gaz passent par un maximum. Ce dégagement semble provenir de la décomposition des goudrons. Parallèlement, la lignine semble conduire à la formation de résidu carboné.
- de 380 à 450 °C, il est possible d'observer un dégagement de vapeurs condensables constitués principalement de méthanol et de méthane. Les gaz incondensables sont présents de façon minoritaire.
- de 450-700°C les chemigrammes indiquent seulement la présence de méthane et du H_2 en très faible quantité.

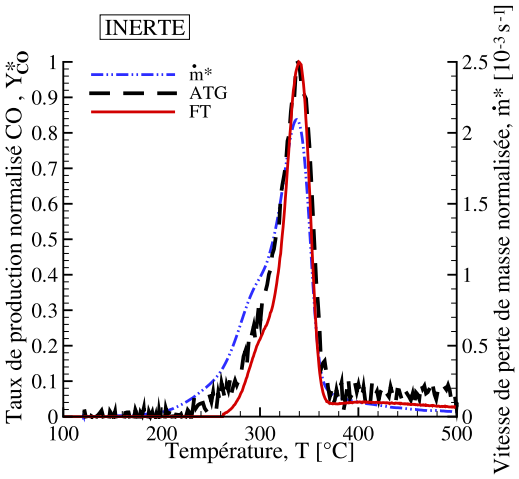
Le grand nombre de produits, qui semblent se dégager en même temps empêche d'identifier le ou les différents aldéhydes qui se dégagent. Les autres produits issus du balsa ont des spectres complexes et la technique utilisée au SCA ne permet pas la séparation des différents produits. Du fait d'un fort recouvrement de bandes, il n'est donc pas possible de tracer les chemigrammes.

Sous atmosphère oxydant, le processus de décomposition est modifié. Les gaz de décomposition s'échappant de la phase solide, sont dilués et oxydés par l'air ambiant pour former un mélange inflammable dans lequel les gaz primaires sont convertis en produits secondaires de poids moléculaires moins élevés. Jusqu'à 400°C de gaz sont similaires aux produits dégagés sous azote dans des proportions plus importantes. En revanche de 400-440°C, il est possible d'observer un important dégagement de gaz incondensables. Cette émission est liée à la réaction thermo-oxydative du goudron. Selon Garcia *et al.* (1995), au cour de cette réaction, la production de CO_2 s'accompagne de la formation de CO par $CO_2 + C \longrightarrow 2\,CO$. A ces températures, aucune trace de méthane n'est détectée.

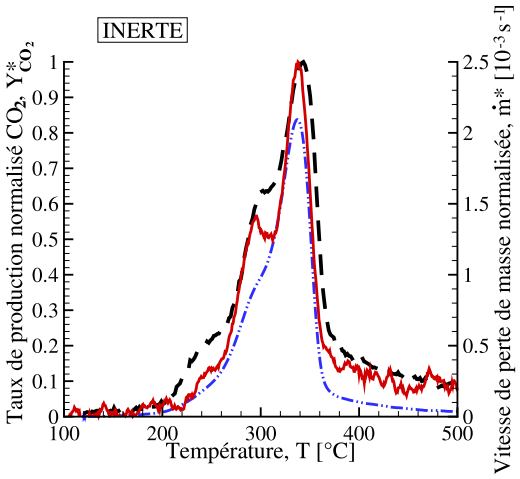
Pour conclure cette partie qualitative, les plages de températures des dégagements d'espèces semblent en accord avec ceux de la perte de masse. L'oxydation modifie le dégagement d'espèces. La comparaison des mesures ATG-IRTF avec les observations de la littérature semblent mettre en évidence que la dégradation thermique est principalement liée au craquage thermique de l'holocellulose puis des goudrons formés. Le taux résiduel de charbon semble provenir de la dégradation du goudron et de la fraction massique de lignine, ce qui corrobore les propos de Fagbemi *et al.* (2001).

3.1.2.2 Analyse au four tubulaire - IRTF

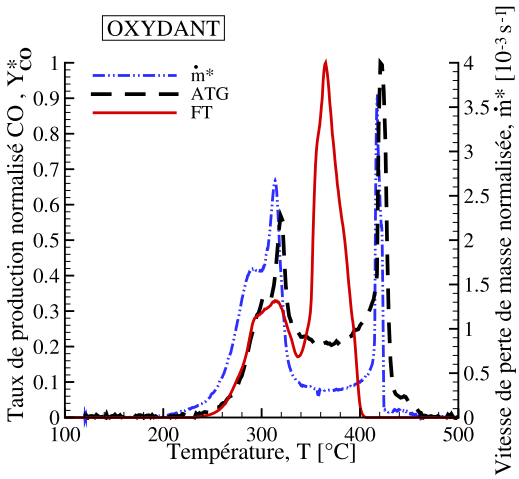
Là encore, il a été nécessaire de vérifier que les cinétiques de dégagement d'espèces étaient similaires quelle que soient les approches expérimentales (ATG-IRTF et FT-IRTF). L'analyse quantitative a été réalisée au LNE par association d'un four tubulaire et d'un analyseur IRTF étalonné. La comparaison entre les cinétiques de dégagement du CO et du CO_2 est illustrée sur la graphe (3.5) pour une vitesse de chauffe de 10 $K.m^{-1}$. Dans le cas du FT, les mesures[4] ont été réalisées dans des conditions identiques d'essai (vitesse de chauffe, débit gaz vecteur), avec une prise d'essai de 0,25 g de matériau à tester.



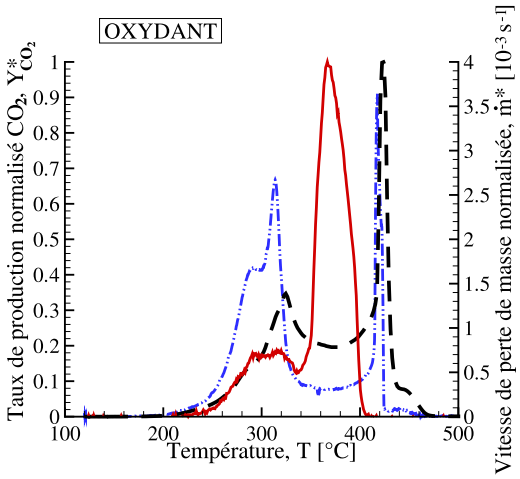
a/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO par ATG et FT en milieu inerte.



b/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO_2 par ATG et FT en milieu inerte.



c/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO par ATG et FT en milieu oxydant.



d/ Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO_2 par ATG et FT en milieu oxydant.

FIGURE 3.13 – *Comparaisons des cinétiques de production normalisées de CO et de CO_2 lors de la décomposition thermique de la résine via l'ATG-IRTF et le FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$.*

Sous atmosphère inerte, les figures (3.13.a) et (3.13.b) reportent que les cinétiques sont en bon accord. Cette tendance est similaire à celle obtenue pour la résine polyester.

Une fois encore, les graphes (3.13.c) et (3.13.d) montrent que les cinétiques ob-

4. Les valeurs obtenues sont directement corrélées à ces conditions d'essai, notamment le débit d'échantillonnage des gaz et la dilution engendrée.

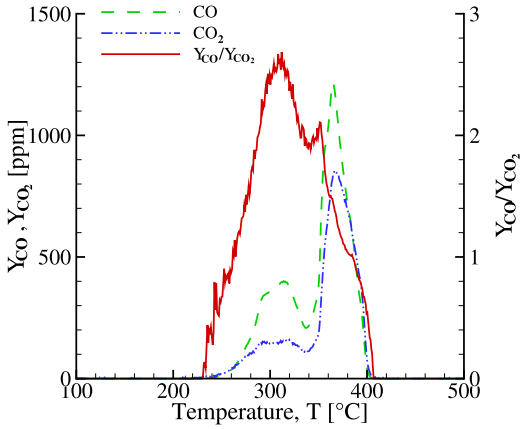
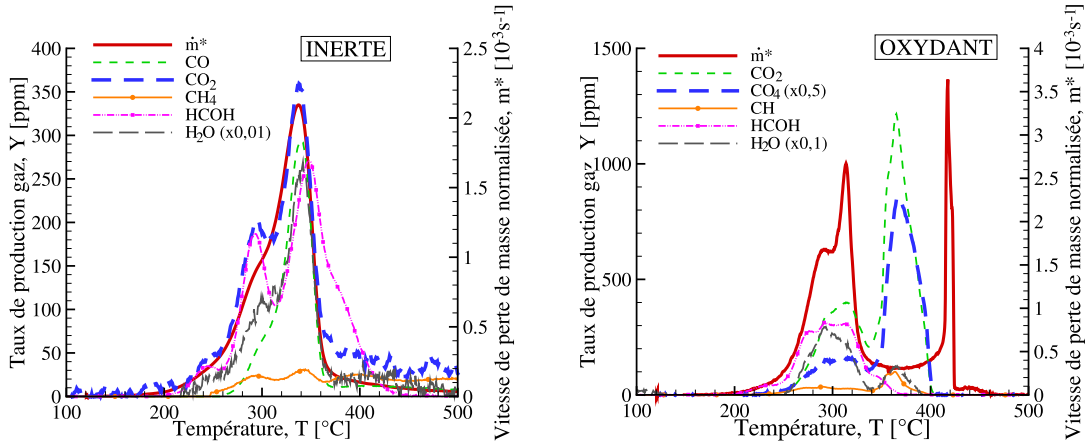


FIGURE 3.14 – *Evolution du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} lors de la dégradation du balsa (FT-IRTF) sous gaz oxydant.*

tenues sous atmosphère oxydante, sont modifiées entre les deux dispositifs expérimentaux. L'écart observé est toutefois plus important que celui obtenu pour la résine polyester. On constate que la réaction d'oxydation du goudron se produit à des températures plus faibles dans le four tubulaire (340°C dans le cas présent, contre 400°C à l'ATG). Cette différence est liè a la présence de flamme au FT. Ce point ne peut pas être vérifié à l'ATG. Par ailleurs la graphe (3.14) met en évidence que l'atmosphère est rapidement vicié (Y_{CO}/Y_{CO_2}>0,05), ce qui peut également expliquer la différence. Malgré l'écart observé au-delà de 340°C, ce résultat reste satisfaisant pour réaliser une étude quantitative.



a/ Cinétiques des taux de production d'espèces chimique en milieu inerte.

b/ Cinétiques des taux de production d'espèces chimique en milieu oxydant.

FIGURE 3.15 – *Cinétiques quantitatives des produits gazeux de degradation lors de la décomposition thermique du balsa au FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide sous ATG.*

Les figures (3.15) confirment les différentes observations effectuées sous ATG. Il est en effet possible de retrouver de façon identique les espèces gazeuses détectées à partir de l'ATG, et des allures de cinétiques très proches. Les informations, apportées par l'analyseur IRTF du LNE, ont permis de quantifier les gaz quantifiables (CO, CO_2, H_2O le formaldéhyde (HCOH) et le méthane). Les différents acides sont présents sous forme de traces. Il est à souligner toutefois que l'analyseur IRTF du LNE détecte du méthane et du formaldéhyde indépendamment de l'environnement

de dégradation, ce qui n'était pas avec l'ATG/IRTF.

En somme, ces observations conduisent au mécanisme réactionnel du balsa proposé dans la table (3.5)

TABLE 3.5 – *Mécanisme réactionnel proposé pour le balsa couplé avec une analyse de gaz*

Plage [°C]	Type de réaction	Reactifs		Produits		
[200-310]	Pyrolyse	Holocellulose	→	$v_{p,h}$.βholocellulose	+	$(1-v_{p,h}).(Y_k+Y_j)$
[300-400]	Pyrolyse	βholocellulose	→	$v_{p,\beta h_1}$.gourdon+$v_{p,\beta h_2}$.charbon	+	$(1-v_{p,\beta h_1}-v_{p,\beta h_2}).(Y_k+Y_j+CH_4)$
[200-300]	Oxydation	Holocellulose + O_2	→	$v_{o,h}$.βholocellulose	+	$(1-v_{o,h}).(Y_k+Y_j)$
[280-400]	Oxydation	βholocellulose + O_2	→	$v_{o,\beta h_1}$.gourdon+$v_{o,\beta h_2}$.charbon	+	$(1-v_{o,\beta h_1}-v_{o,\beta h_2}).(Y_k+Y_j)$
[400-420]	Oxydation	goudron + O_2	→	$v_{o,tar}$.résidu	+	$(1-v_{o,tar}).Y_k)$

$Y_k = CO_2 + CO + H_20 + HCOH$

$Y_j = CH_3OH$

CH_3OH : Méthanol

Les taux de production par unité de masse consumée sont présentés dans la table (3.6)

TABLE 3.6 – *Taux de production par unité de balsa brûlée.*

Gaz		AIR $[mg.g^{-1}]$	AZOTE $[mg.g^{-1}]$
Dioxyde de carbone	CO_2	707	626,35
Monoxyde de carbone	CO	131.48	264.57
Formaldéhyde	$HCOH$	53.75	455.28
Méthane	CH_4	6.28	83.79
Residu	[%]	0	82

3.1.2.3 Détermination des paramètres cinétiques

Le modèle cinétique, associé au schéma réactionnel du balsa, est décrit par le système d'équations différentielles ordinaires.

Pour l'holocellulose :

$$\begin{aligned} \frac{dm_h^*}{dt} &= -\dot{\omega}_{o,h} - \dot{\omega}_{p,h} \\ &= -Y_{O_2}\left(\frac{m_h(t)}{m_0}\right)^{n_{o,h}} A_{o,h}e^{-E_{o,h}/RT} - \left(\frac{m_h(t)}{m_0}\right)^{n_{p,h}} A_{p,h}e^{-E_{p,h}/RT} \end{aligned} \quad (3.6)$$

Pour le βholocellulose :

$$\begin{aligned}\frac{dm^*_{\beta h}}{dt} &= v_{o,h}\,\dot{\omega}_{o,h} + v_{p,h}\,\dot{\omega}_{p,h} - \dot{\omega}_{o,\beta h} - \dot{\omega}_{p,\beta h} \\ &= v_o\,Y_{O_2}\Big(\frac{m_h(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,h}} A_{o,h} e^{-E_{o,h}/RT} + v_p\,\Big(\frac{m_h(t)}{m_0}\Big)^{n_{p,h}} A_{p,h} e^{-E_{p,h}/RT} \\ &\quad -Y_{O_2}\Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_i}\Big)^{n_{o,\beta h}} A_{o,\beta h} e^{-E_{o,\beta h}/RT} - \Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_i}\Big)^{n_{p,\beta h}} A_{p,\beta h} e^{-E_{p,\beta h}/RT}\end{aligned} \tag{3.7}$$

Pour le goudron :

$$\begin{aligned}\frac{dm^*_{tar}}{dt} &= v_{o,\beta h_1}\,\dot{\omega}_{o,\beta h} + v_{p,\beta h_1}\,\dot{\omega}_{p,\beta h} - \dot{\omega}_{o,tar} \\ &= v_{o,\beta h_1}\,Y_{O_2}\Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,\beta h}} A_{o,\beta h} e^{-E_{o,\beta h}/RT} \\ &\quad +v_{p,\beta h_1}\,\Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_0}\Big)^{n_{p,\beta h}} A_{p,\beta h} e^{-E_{p,\beta h}/RT} \\ &\quad -Y_{O_2}\Big(\frac{m_{tar}(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,tar}} A_{o,tar} e^{-E_{o,tar}/RT}\end{aligned} \tag{3.8}$$

Pour le charbon :

$$\begin{aligned}\frac{dm^*_{char}}{dt} &= v_{o,\beta h_2}\,\dot{\omega}_{o,\beta h} + v_{p,\beta h_2}\,\dot{\omega}_{p,\beta h} \\ &= v_{o,\beta h_2}\,Y_{O_2}\Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_0}\Big)^{n_{o,\beta h}} A_{o,\beta h} e^{-E_{o,\beta h}/RT} \\ &\quad +v_{o,\beta h_2}\,\Big(\frac{m_{\beta h}(t)}{m_0}\Big)^{n_{p,\beta h}} A_{p,\beta h} e^{-E_{p,\beta h}/RT}\end{aligned} \tag{3.9}$$

Pour le résidu :

$$\begin{aligned}\frac{dm^*_{res}}{dt} &= v_{o,tar}\,\dot{\omega}_{o,tar} \\ &= v_{o,tar} Y_{O_2}\Big(\frac{m_{tar}}{m_0}\Big)^{n_{o,tar}} A_{o,tar} e^{-E_{o,tar}/RT}\end{aligned} \tag{3.10}$$

Dans ce système d'équations, $m^*(t)$ représente la masse normalisée. Les indices h, βh, *char*, *tar* ,*res*, o et p renvoient respectivement à l'holocellulose, à la βholocellulose, au charbon, au goudron, au résidu, à l'oxydation et à la pyrolyse. m_0 désigne la masse initiale du matériau et $Y_{O_2} = 0,23$ la fraction massique d'oxygène.

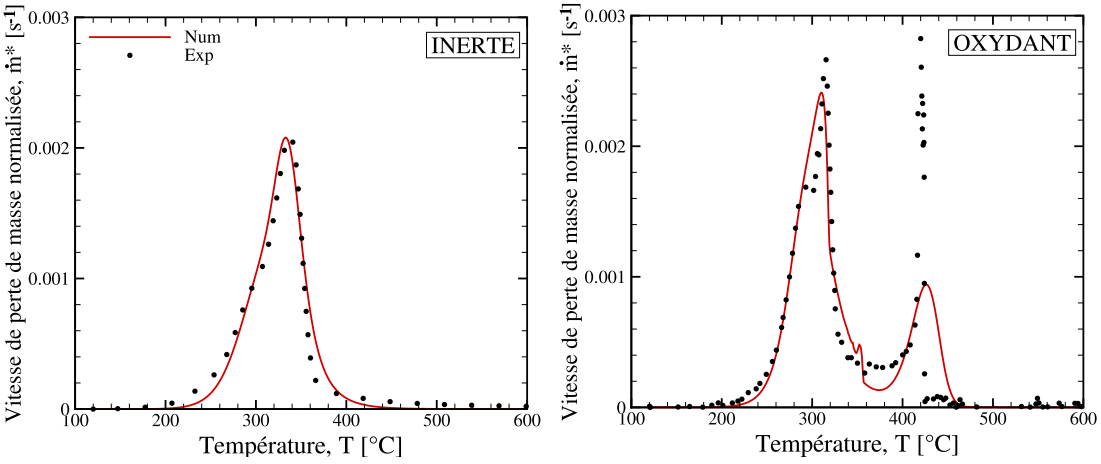
La vitesse de perte de masse normalisée totale estimée $\dot{m}^*_{tot}(t)$ est définie comme la somme de tous les taux de pertes de masses normalisées des espèces solides, soit :

$$\dot{m}^*_{tot}(t) = \frac{dm^*_{tot}(t)}{dt} = \frac{dm^*_h(t)}{dt} + \frac{dm^*_{\beta h}(t)}{dt} + \frac{dm^*_{tar}(t)}{dt} + \frac{dm^*_{char}(t)}{dt} + \frac{dm^*_{res}(t)}{dt} \tag{3.11}$$

A ces équations, il convient d'ajouter les conditions initiales :
$m_h(t=0) = 1$;
$m_{\beta h}(t=0) = 0$;
$m_{tar}(t=0) = 0$;
$m_{char}(t=0) = 0$;

$m_{res}(t=0) = 0$;
$T(t=0) = 393\,K$

Dans ce système, on ne connaît que la vitesse de perte de masse normalisée expérimentale $\dot{m}^*_{exp}$. Les inconnus (E_i, A_i, n_i et v_i) sont optimisés suivant la procédure décrite dans le chapitre (1.4.1.1). Les résultats de l'optimisation du $\dot{m}^*$ sont illustrés sur les graphes de la figure (3.16) en fonction de l'atmosphère de dégradation pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$.



a/ Milieu inerte. *b/* Milieu oxydant.

FIGURE 3.16 – *Comparaisons entre la solution calculee par l'AG et les valeurs experimentales de $\dot{m}^*$ du balsa pour une vitesse de chauffe de 10 $Kmin^{-1}$.*

Les résultats montrent la capacité du schéma réactionnel et des paramètres cinétiques optimisés à reproduire la décomposition thermique du matériau pour les deux gaz vecteur. Les cinétiques de pertes de masses numériques des graphes (3.16.a) et (3.16.b) reproduisent de manière satisfaisante les principales tendances observées expérimentalement pour une vitesse d'échauffement de 10 $K.min^{-1}$. En milieu inerte, le modèle prédit correctement l'intensité de la vitesse de perte de masse expérimentale. En milieu oxydant, le modèle a plus de difficulté à reproduire les différentes réactions. On remarque que la cinétique de la réaction d'oxydation du goudron (420°C) est fortement sous évaluée. Toutefois, compte tenu des fortes interactions entre les composants polymériques (cellulose hémicellulose et lignine) et la difficulté à dissocier les mécanismes, les résultats obtenus par l'approche LPA sont satisfaisants.

Dans la suite, ce modèle obtenu à l'échelle matière sera exploité à l'échelle macroscopique (matériau) pour simuler numériquement le comportement au feu du balsa. Nous en examinerons la pertinence aux sections suivantes.

3.1.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle de la matière

Cette section a été consacrée à la caractérisation de la dégradation thermique des éléments organiques du sandwich composite, à savoir : la résine polyester et le balsa.

Dans un premier temps, un couplage phase solide-phase gazeuse par ATG-IRTF et FT-IRTF a permis d'identifier les phénomènes physico-chimiques mis en jeu en fonction de l'environnement. Ces investigations ont abouti à des modèles phénoménologiques de dégradation thermique pour chacun des éléments organiques. Ainsi,

un modèle de pyrolyse à quatre réactions a été retenu pour la résine polyester tandis qu'un schéma à cinq réactions est défini pour le balsa.

Dans un second temps, l'utilisation d'un algorithme génétique a permis d'optimiser les paramètres cinétiques (A_i, E_i, n_i et v_i) pour chacune des étapes des schémas réactionnels. Les jeux de données optimisés ont permis de simuler les cinétiques de pertes de masse indépendamment de l'environnement.

Les modèles phénoménologiques et les paramètres cinétiques associés vont à présent être extrapolés comme données d'entrée dans le code de simulation numérique pour tenter de reproduire la réaction au feu du sandwich composite à l'échelle du matériau. Ce travail fait l'objet de la partie suivante.

3.2 Echelle matériau

3.2.1 Introduction

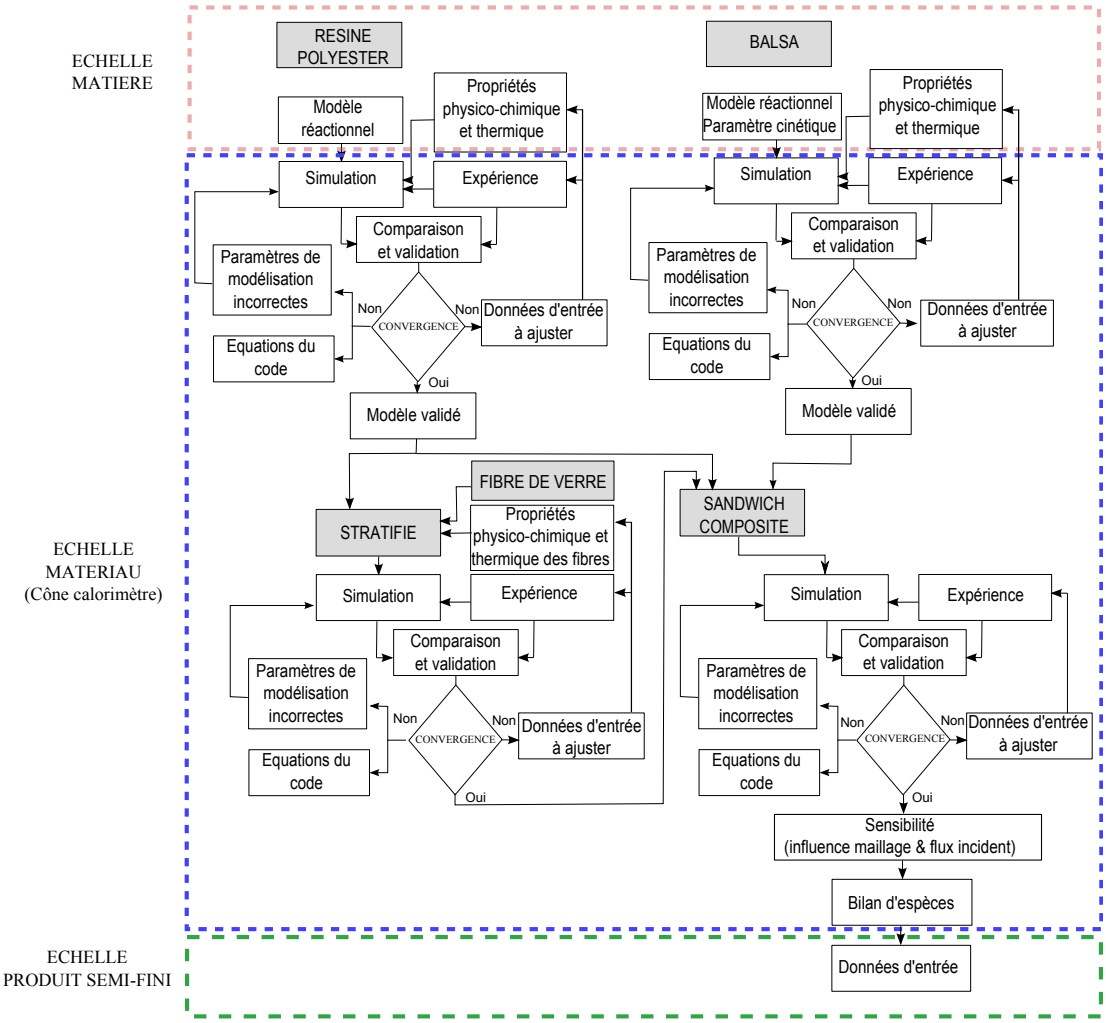


Figure 3.17 – *Méthodologie à l'échelle matériau.*

Dans la présente section, l'analyse de la réponse thermique et du comportement

au feu est réalisée à l'**échelle du matériau**. Dans cette partie, la masse des échantillons en présence est proche de la centaine de gramme. Les matériaux de forme parallélépipédique d'environ $0,01\ m^2$ sont exposés à l'éclairement énergétiquement d'un cône calorimètre (CC) uniquement sur une seule face. Le rayonnement en surface est quasi-uniforme, ce qui réduit en théorie le problème de la conduction au sens du matériau à un problème unidimensionnel. Compte tenu des dimensions et plus particulièrement de l'épaisseur, la diffusion de la chaleur au sein de la phase solide n'est plus instantanée, si bien qu'il existe un gradient de température en profondeur. Par ailleurs, la diffusion de l'oxygène n'est plus négligée et dépend fortement de la perméabilité du matériau. Ces gradients thermiques et de concentrations d'espèces, ainsi générés, vont modifier les processus de dégradation.

Afin de ne pas perturber la cinétique de dégradation et réduire les pertes en face arrière, le matériau est isolé par de la laine de silice normalisée [5] de masse volumique $64\ kg.m^{-3}$. En sus, le CC est couplé à un analyseur infrarouge à transformé de Fourier (IRTF) de sorte à analyser les effluents gazeux issus de la combustion. Pour cela, l'échantillonnage des gaz est effectué en aval du ventilateur où aucune réaction en phase gazeuse n'est censée se produire.

L'approche expérimentale à cette échelle est utilisée afin d'évaluer la contribution énergétique et fumigène du sandwich composite lors d'un feu. Les objectifs principaux de l'étude sont de :

- vérifier que les mécanismes de dégradation thermique ne sont pas altérés par rapport à l'échelle précédente ;
- quantifier les paramètres énergétiques (taux de dégagement de chaleur et de perte de masse...) à trois niveaux d'irradiance (35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$) ; Bien qu'il eut été possible de présenter les résultats à des éclairements énergétiques moindres, cela ne nous a pas paru indispensable car dans un feu, les flux thermiques sont généralement nettement supérieurs à $35\ kW.m^{-2}$;
- étudier l'influence du flux incident et de la concentration d'oxygène sur les paramètres énergétiques et les dégagements d'espèces ;
- estimer les propriétés d'ignition (Température d'ignition, flux minimum...) ;
- acquérir des informations sur la chimie des processus qui ont lieu dans la phase solide ;
- évaluer à partir de la liste des gaz analysés à l'échelle de la matière, lesquels sont effectivement libérés ;
- mesurer les cinétiques de productions des principaux gaz : CO_2, CO, H_2O, NO... .

Avant d'examiner plus en détail la réaction au feu du sandwich, il est commode dans un premier temps, d'étudier le comportement des éléments le constituant pris séparément. Cette philosophie simplificatrice constitue en quelque sorte le fil directeur de la présente section et doit permettre de mettre en évidence les interactions entre les différents éléments. Les paragraphes suivants présenteront *de facto* les résultats obtenus pour le polyester, le stratifié polyester renforcé de fibres de verre, le balsa puis le sandwich composite.

Partant d'observations expérimentales, une approche numérique a ensuite été développée. La modélisation, réalisée à l'aide du code de simulation FDS présenté en

5. Il convient de souligner que la densité de cette couche isolante peut considérablement modifier la cinétique de dégradation thermique en fin d'essai.

annexe (A.3), a pour but de simuler le comportement au feu des différents éléments et du sandwich par pyrolyse calculée. Pour ce faire, les modèles phénoménologiques et les jeux de données obtenus à l'échelle de la matière vont être utilisés à l'échelle du matériau comme données d'entrée afin d'essayer de prédire finement les processus de dégradation des éléments pris séparément (polyester, stratifié et balsa) dans la limite du code. Par la suite, il s'agira d'évaluer la capacité du code à simuler le comportement au feu du sandwich sous sa forme "intégrale", et ainsi étudier les interactions entre les couches.

La validation des modèles sera réalisée en partie via les bilans énergétiques et massiques. A l'échelle du sandwich, la validation sera également opérée sur les bilans d'espèces afin d'évaluer la capacité du code à prédire le dégagement d'effluents gazeux. Précisons que le bilan de quantité de mouvement (hauteur de flamme...) ne fera pas l'objet d'une analyse, car l'évaluation expérimentale est délicate.

3.2.2 Paramètres de calcul du cône calorimètre

3.2.2.1 Domaine de calcul

Les simulations du cône calorimètre ont été réalisées en respectant les dimensions réelles du banc d'essai expérimental suivant la norme ISO 5660-1 (2002). Le domaine de calcul est une boîte rectangulaire de 200 mm selon x, 200 mm selon y et 400 mm selon z. Le domaine est réalisé de sorte à contenir l'intégralité de la flamme.

Rappelons que, dans FDS, le calcul du dégagement de chaleur est basé sur l'estimation du gradient de la fraction de mélange au niveau des mailles traversées par l'isosurface $Z = Z_{st}$. L'évaluation de ce gradient fait appel à des schémas aux différences finies dont la précision est naturellement limitée et dépend assez largement de la résolution du maillage utilisé et de la discrétisation spatiale [McGrattan *et al.* (2008)].

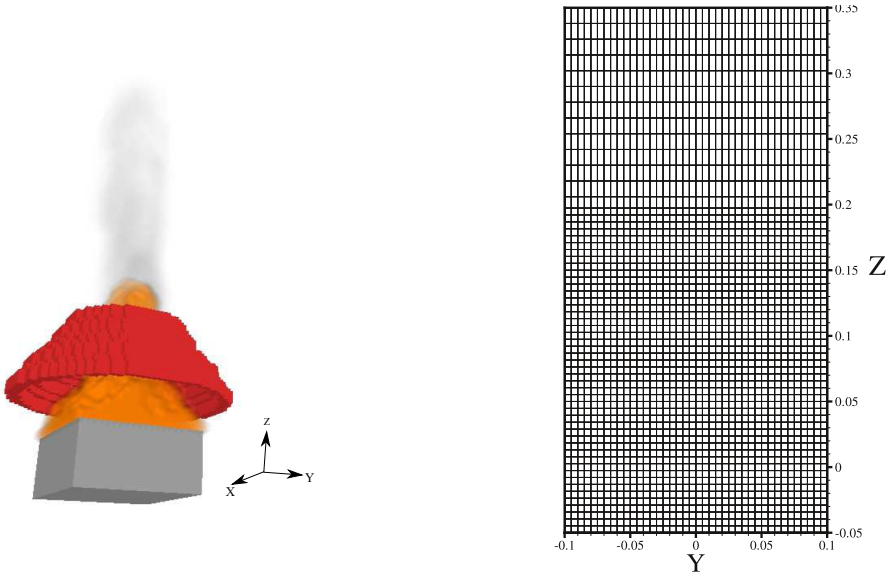
Donc, la taille des cellules du maillage est l'un des paramètres principaux conditionnant une bonne simulation. En général, plus le maillage est fin, plus fidèle est la simulation. En effet, FDS utilise une précision de second ordre spatio-temporelle, ce qui signifie que doubler le maillage dans une direction engendre une division par 4 de l'erreur de discrétisation. Du fait de la non linéarité des équations du modèle, cela n'implique pas une division similaire de toutes les erreurs sur les paramètres calculés.

En pratique, McGrattan *et al.* (2008) recommandent d'utiliser de petites mailles pour intégrer l'ensemble des phénomènes d'aérothermochimie susceptibles de modifier le comportement au feu du matériau. C'est pour respecter cette "contrainte", que la discrétisation est de $5 \times 5 \times 5\, mm^3$ mm au niveau du cône virtuel et de $5 \times 5 \times 10\, mm^3$ à proximité de la zone d'extraction. Cette résolution représente un compromis acceptable entre le temps de calcul et la résolution du problème. Le maillage est constitué de 96000 cellules parallélépipédiques dont les dimensions sont fixes

Les parois du cône sont lissées afin de ne pas perturber l'écoulement. Ce lissage n'est pas présenté sur la figure (3.18.a)

3.2.2.2 Conditions aux limites

Aérodynamiques



a/ Cône virtuel.

b/ Maillage vertical utilisé pour la simulation du cône calorimètre.

FIGURE 3.18 – *Cône calorimètre virtuel et maillage utilisé.*

A la frontière $z = Z_{max}$ un débit d'extraction d'air de 24 $L.s^{-1}$ a été spécifié. Sur les autres frontières, i.e. en $x = 0$, $x = X_{max}$, $y = O$, $y = Y_{max}$ et $z = 0$, la condition imposée est une condition de type frontière ouverte vers l'extérieur : le gradient de vitesse (x, y et $z = 0$) est nul et la pression (x, y et $z = 0$) est fixée à la pression ambiante. Ces conditions permettent une libre circulation de l'air dans l'ensemble du domaine. Les études précédentes du LNE ont montré la non influence de la taille du domaine dans ce cas.

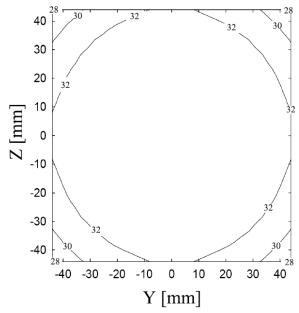
Thermiques et radiatives

La température de l'air ambiant ainsi que celle du porte échantillon et de l'échantillon sont fixées initialement à la température ambiante. Le cône tronqué est à une température de consigne de sorte à reproduire le niveau d'irradiance désiré à la surface de l'échantillon. Le niveau d'éclairement souhaité a été obtenu en plaçant un fluxmètre numérique (*gauge heat flux* en anglais) à la surface de l'échantillon. La distribution de l'irradiance en surface a été étudiée par Wilson *et al.* (2003).

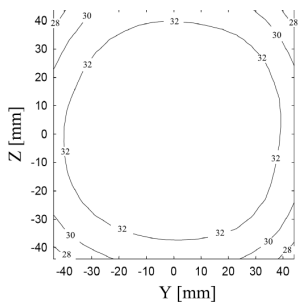
La figure (3.19) compare les résultats obtenus analytiquement et expérimentalement par Wilson *et al.* (2003) à ceux prédits par FDS à partir de notre cône calorimètre virtuel, pour un flux incident de $32,7\,kW.m^{-2}$.

La figure (3.19.a) met en évidence que le niveau d'éclairement n'est pas uniforme sur l'ensemble de la surface de l'échantillon. Selon Babrauskas (1984) le rapport entre le flux au centre de l'échantillon et le flux moyenné varie seulement de 1 à 1,06. Dans le cas présent, le rapport est de 1,02 ce qui corrobore les observations de l'auteur.

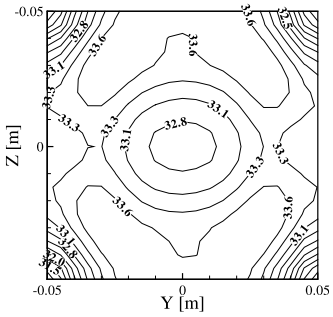
On peut remarquer que le cône tronqué conduit donc à une distribution circulaire de l'irradiance à la surface de l'échantillon. Théoriquement, cette distribution



a/ Théorique. Extraits de Wilson et *al*. (2003).



b/ Expérimentale. Extraits de Wilson et *al*. (2003).



c/ Numérique. Obtenue avec le cône virtuel.

FIGURE 3.19 – *Distribution du niveau d'irradiance en surface de l'échantillon exposé au CC. Les isolignes de flux sont exprimées en* $W.m^{-2}$

peut être décrite par l'expression :

$$\dot{q}_i^{''}(x) = \frac{1}{2}\left[\left(1 - \frac{1+\Phi_1^2-\Phi_2^2}{\sqrt{\Phi_3^2-4\Phi_2^2}}\right) - \left(1 - \frac{1+\Phi_4^2-\Phi_5^2}{\sqrt{\Phi_6^2-4\Phi_5^2}}\right)\right]\varepsilon\sigma T^4 \tag{3.12}$$

Dans cette expression $\Phi_1 = \frac{z}{a}$, $\Phi_2 = \frac{r_2}{a}$, $\Phi_3 = 1 + \Phi_1^2 + \Phi_2^2$, $\Phi_4 = \frac{h+z}{a}$, $\Phi_5 = \frac{r_1}{a}$ et $\Phi_6 = 1 + \Phi_4^2 + \Phi_5^2$. où r_1 est le grand rayon du cône, r_2 le petit rayon du cône, a la distance horizontale par rapport à l'axe vertical du cône, h est la hauteur du cône et z la distance entre le cône et l'échantillon. Ce modèle utilise un facteur de vue entre un cône tronqué et un élément de surface.

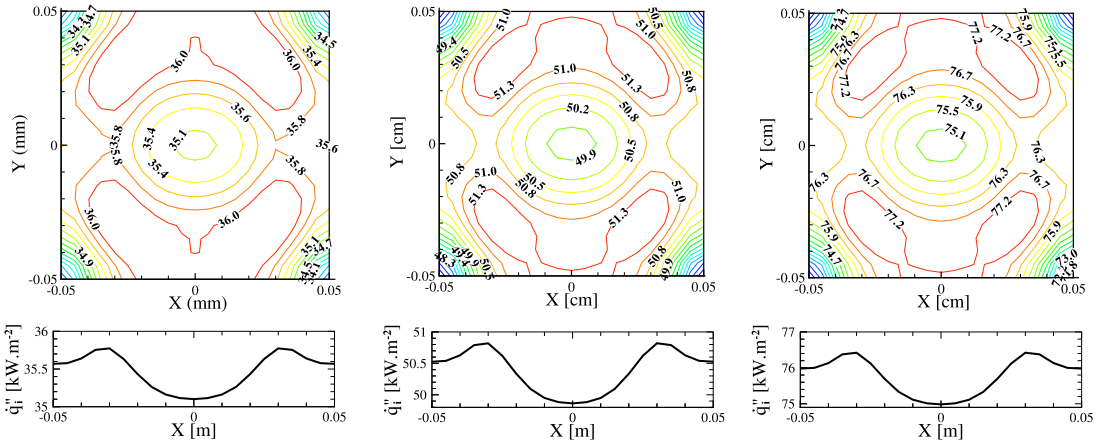
La géométrie conique génère donc une répartition non-homogène de l'éclairement énergétique sur l'ensemble de l'échantillon conduisant à des effets de bord où le flux est moindre. En effet, au bord de l'éprouvette, se trouve une zone dans laquelle le niveau d'irradiance est fortement sous-évalué. Suivant l'approche de Babrauskas (1984), il est possible d'évaluer le rapport entre le flux au centre et le flux le plus faible. Dans notre cas, le rapport est alors de 1,16. La cartographie (3.19.b) montre également que les iso-flux expérimentaux ne sont pas parfaitement circulaires. Cet artéfact expérimental est propre à l'appareil de mesure utilisé par Wilson *et al.* (2003). La distribution expérimentale de l'éclairement de notre cône calorimètre n'a pas été évaluée.

Cette tendance de non-homogénéité du flux incident, observée en surface de l'échantillon, est reproduite par le code FDS [Fig. (3.19.c)]. La cartographie met par ailleurs en évidence des zones chaudes localisées sans raison physique. Cet artefact numérique peut être lié :

- d'une part, à l'erreur commise sur la géométrie conique réalisée avec un maillage cartésien.
- et d'autre part, à la discrétisation des angles solides employée pour la résolution numérique de l'équation de transfert radiatif (méthode FVM) et plus particulièrement au solveur radiatif. (angle solide...) [cf Annexe (A.3)]. La discrétisation adoptée peut avoir une influence sur la prédiction des flux radiatifs et présenter artificiellement des directions privilégiées de l'éclairement énergétique liè à la proximité du cône et de l'échantillon. L'augmentation du nombre d'angles solides (par défaut 104) peut modifier cette hétérogénéité. Toutefois, cela conduit à une augmentation significative du temps de calcul.

Cette cartographie montre donc la difficulté de code à prédire fidèlement l'irradiance en surface d'une éprouvette.

Reste encore à analyser la répartition des éclairements objets de l'étude. Pour ce faire, une analyse numérique détaillée a été réalisée pour les flux incidents de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$ [Fig. 3.20].



a/ Distribution de l'éclairement surfacique à 35 $kW.m^{-2}$.

b/ Distribution de l'éclairement surfacique à 50 $kW.m^{-2}$.

c/ Distribution de l'éclairement surfacique à 75 $kW.m^{-2}$

FIGURE 3.20 – *Distribution numérique de l'éclairement énergétique en surface de l'échantillon au CC.*

Les cartographies (3.20.a) à (3.20.c) aboutissent aux mêmes conclusions que précédemment. La discrétisation génère des échauffements privilégiés hétérogènes. L'augmentation du flux incident mène *a posteriori* à une dispersion plus importante de l'éclairement en surface de l'échantillon. En comparant le rapport entre l'irradiance recherchée et le flux le plus fort, on obtient 1,028 à 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. Finalement, ce résultat montre que le rapport reste constant indépendamment de l'éclairement en surface.

Dans la même figure, est tracé le profil d'intensité à l'abscisse $Y = 0$. Ceux-ci permettent de mieux percevoir la distribution sur l'axe Y du niveau d'éclairement. Ces profils confirment l'analyse antérieure et montre que l'éclairement numérique n'est pas maximal au centre de l'éprouvette ; l'allure est type bimodale. Cette tendance n'est pas observée expérimentalement.

Cette hétérogénéité numérique de l'irradiance va avoir de l'importance à cette échelle. Le flux de chaleur n'étant pas uniforme sur la surface de l'échantillon, l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle n'est donc en théorie plus justifiée. Rappelons qu'une équation 1D n'est valable que si l'éclairement est uniforme. L'influence de l'utilisation d'une telle équation sur la modélisation du comportement au feu d'un solide va être traitée dans les sections qui suivent.

3.2.2.3 Hypothèses émises quant à la modélisation de la phase solide.

La modélisation de la pyrolyse avec FDS reste à l'heure actuelle encore très limitée. En effet, le code définit de nombreuses hypothèses pour modéliser les transferts dans la phase solide, qu'il semble nécessaire de rappeler :

- le transfert de chaleur est unidimensionnel (conductif uniquement) ;
- Le processus endothermique de pyrolyse est décrit au travers d'une combinaison de réactions cinétiques de type Arrhenius du 1^{er} ordre.

- le modèle actuel reste de portée très limitée pour traduire les effets de combustion en milieu sous-oxygéné. L'approche par fraction de mélange ne permet pas de tenir compte de la présence d'oxygène à la surface du matériau sous la flamme ; Par conséquent toutes les réactions de dégradation de la phase solide sont considérées comme des réactions de thermolyse (en milieu inerte) ;
- la vitesse de réaction est infiniment rapide et se produit en surface ;
- les produits gazeux sont instantanément transportés en surface ;
- le front de pyrolyse est infiniment mince ;
- la porosité, la diffusion et convection moléculaire, la déformation, la rétraction, etc. ne sont pas traitées ;
- les matériaux sont considérés homogènes et isotropes (l'anisotropie ne peut pas être explicitement prise en compte) ;
- et les formules utilisées pour définir des propriétés thermiques équivalentes (ρ_{eq}, k_{eq} et c_{eq}) ne sont pas adaptées pour des matériaux complexes constitués d'éléments non miscibles. Cette approximation entraîne un écart important sur l'échauffement du matériau et sur le processus de dégradation. En particulier, la caractérisation de matériau composite nécessite d'adapter la définition des propriétés thermiques et de réaliser des simplifications, notamment pour l'utilisation de sandwich composite. La démarche sera expliquée plus en détail dans la suite de ce mémoire.
- Le rayonnement peut être localement linéarisé dans la conductivité thermique en utilisant l'approximation de Rosseland (matériau supposé optiquement épais) [Bories et Prat (1996)].

Pour de plus amples renseignements l'auteur renvoie à l'annexe (A.3).

3.2.3 Résine polyester

3.2.3.1 Résultats expérimentaux

Ignition

Lorsque la matrice polyester est exposée à une source de chaleur, sa température augmente. Dès lors que celle-ci est supérieure à sa température de dégradation, le combustible connait un réarrangement moléculaire puis un craquage thermique. La décomposition est alors gouvernée par un processus de scission des différentes chaînes polymères et par la formation de radicaux libres. Le polyester insaturé se décompose thermiquement en un sous-produit liquide puis en phase gazeuse. Cette phase de décomposition est prolongée à des températures relativement élevées en l'absence de source d'ignition jusqu'à ce que la concentration d'espèces volatiles combustibles soit au-dessus de la limite inférieure d'inflammabilité (LII). Lorsque la concentration en gaz combustible est supérieure à la LII, le mélange gaz/air est alors susceptible de s'enflammer. Cette phase peut être caractérisée par un taux de perte de masse critique $\dot{m}_c$ (ou CMLR *Critical Mass Loss Rate*) ou un flux minimum d'ignition $\dot{q}_i^{''}$ (ou CHF pour *Critical Heat Flux* en anglais) à partir desquels la combustion est effective.

L'analyse de l'inflammation a été réalisée à différents niveaux d'irradiance de sorte à évaluer le flux minimum et la température d'ignition. Les temps caractéristiques à l'inflammation de la matrice polyester sont résumés dans la table (3.7).
La table (3.7) révèle simplement que le temps d'ignition décroît à mesure que l'ir-

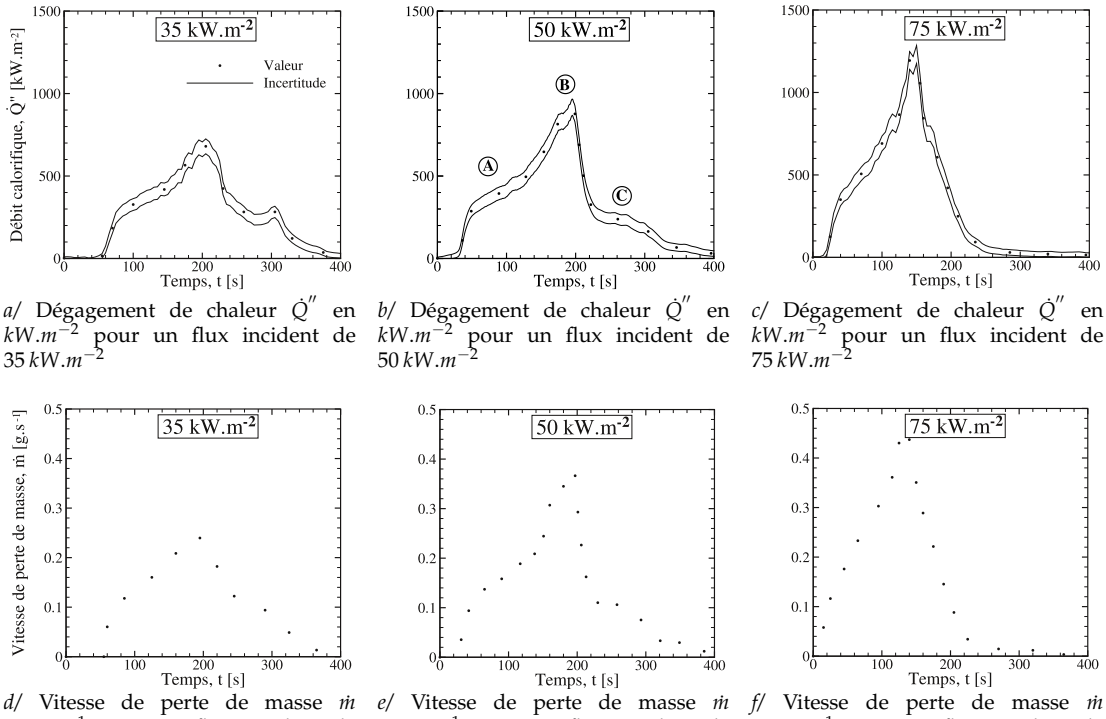
TABLE 3.7 – *Temps d'ignition de la résine polyester en fonction de l'éclairement énergétique en surface.*

FLUX $[kW.m^{-2}]$	**VALEURS** $[s]$
10	469
20	151
30	-
35	54
40	-
50	30
75	12

radiance en surface augmente. La phase expérimentale n'a toutefois pas été assez approfondie pour évaluer l'ensemble des caractéristiques d'ignition.

Bilans massique et énergétique

L'analyse du dégagement énergétique et du taux de perte de masse a été réalisée sous trois niveaux d'irradiance différents (35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$). Les résultats obtenus sont représentés sur les figures (3.21).



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$

b/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$

c/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$

d/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

e/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

f/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.21 – *Bilans énergétiques et massiques de la résine polyester pour un éclairement énergétique de* 35, 50 *et* $75\,kW.m^{-2}$.

Les essais n'ont pas fait l'objet d'une étude de répétabilité. L'incertitude sur le taux de dégagement de chaleur intègre la justesse et la fidèlité de la mesure. Elle est évaluée suivant le calcul défini en annexe (A.2). L'erreur commise sur le taux de perte de masse étant principalement une erreur de répétabilité, n'a pas fait l'objet d'une

évaluation.

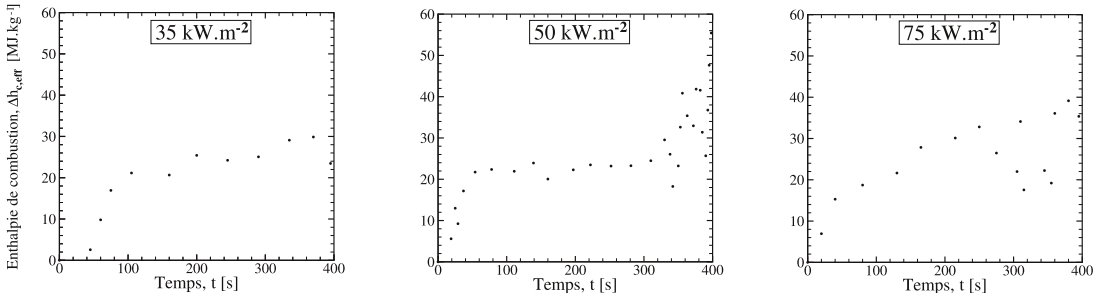
Après quelques secondes d'exposition, le processus de décomposition commence. L'oxygène de l'air oxyde la surface de l'échantillon, formant un goudron (*tar*) noirâtre. L'échauffement du polymère conduit à la formation de sites de nucléation et à l'apparition de fines bulles de gaz. Les gaz volatils résultant du craquage thermique migrent librement vers la surface. La décomposition endothermique de la matrice se poursuit jusqu'à ce que le front de pyrolyse atteigne la face arrière non exposée.

La forme de la courbe de dégagement de chaleur ressemble à celle d'un polymère non-carbonisable (non-charring) avec un pic atteint en deuxième partie de combustion ce qui est significatif d'un retour thermique dans la partie inférieure de l'échantillon. Précisons que le retour thermique, plus souvent appelé par anglicisme *thermal feedback*, est lié à la couche sous jacente (laine de silice isolante). Le matériau, initialement thermiquement épais, devient ainsi thermiquement fin. Après ce maximum, les taux de dégagement diminuent. Ce feedback est très sensible à la condition en face arrière et plus particulièrement à la masse volumique de la laine de silice. C'est pourquoi tous les essais ont été réalisés avec la même laine isolante.

Cette couche amplifie la cinétique de décomposition et du coup la combustion du polymère. Après ce maximum, le taux de dégagement de chaleur diminue. Il s'en suit une dernière réaction d'oxydation jusqu'à l'épuisement en combustible et extinction de la flamme.

Á l'issue de cette analyse, il semble que le mécanisme réactionnel soit identique à celui observé sous oxydant à l'échelle de la matière. En effet, trois réactions, notées A, B et C sur le graphe (3.21.b), semblent se dégager, ce qui coïncide avec les observations faites à l'échelle précédente. Suite à ce constat, on peut donc dire que le changement d'échelle n'entraîne pas une altération du mécanisme réactionnel de la résine polyester.

Par ailleurs, les figures (3.21) rendent compte que les courbes de dégagement massiques et énergétiques ont globalement les mêmes allures pour un flux donné, ce qui indique que le rapport entre celles-ci est constant au cours du temps. Cette assertion est illustrée sur la figure (3.22).



a/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

b/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

c/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.22 – *Enthalpie de combustion $\Delta h_{c,eff}$ de la résine polyester pour un éclairement énergétique de* 35, 50 *et* $75\,kW.m^{-2}$.

Le rapport entre l'énergie dégagée lors de la combustion $\dot{Q}$ et la vitesse de perte de masse $\dot{m}$ correspond à l'enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$. On rappelle

que cette chaleur définit la quantité de chaleur dégagée pour consumer une unité de combustible. Les courbes (3.22.a) à (3.22.c) révèlent que $\Delta h_{c,eff}$ évolue de façon temporelle entre 20 et 30 $MJ.kg^{-1}$ en fonction du niveau d'irradiance. La variation du pouvoir calorifique effectif au cours du temps résulte de l'enrichissement du goudron en carbone. Il faut préciser que les points situés au-delà de 30 $MJ.kg^{-1}$ n'ont pas de sens physique car la combustion est généralement finie.

Le biais commis sur l'enthalpie de combustion n'a pas fait l'objet d'une évaluation. D'après la norme ISO 5660-1 (2002)[6], l'erreur est de l'ordre de $\pm$ 5 % de la valeur[7] (erreur valable pour 95 % des combustibles). La base de données du LNE[8] a permis de confirmer cet ordre de grandeur pour la matrice polyester.

Les principaux résultats des essais au cône calorimètre sont résumés dans la table (3.8) .

TABLE 3.8 – *Caractéristiques énergétiques de la résine polyester pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

PARAMETRES	UNITES	VALEURS		
$\dot{q}''_i$	$[kW.m^{-2}]$	**75**	**50**	**35**
t_{ig}	$[s]$	12	30	54
$\overline{\dot{Q}''}$	$[kW.m^{-2}]$	220,0	295,4	198,0
$\dot{Q}''_{max}$	$[kW.m^{-2}]$	1230,1	917,0	680,0
THR	$[MJ.m^{-2}]$	128,7	125,2	106,0
$\dot{m}_{max}$	$[g.s^{-1}]$	0,56	0,46	0,35
$\overline{\Delta h_{c,eff}}$	$[MJ.kg^{-1}]$	21,8	22,17	22,6
Y_{CO}/Y_{CO_2}	$[10^{-3}]$	28,3	25,6	25
Y_{CO}	$[10^{-3}kg.kg^{-1}]$	59	53	51
Y_{CO_2}	$[kg.kg^{-1}]$	2,09	2,07	2,14
ξ	[%]	3,6	8,7	14,3

La valeur des $\dot{Q}''_{max}$ est significative de l'intensité maximale de l'échantillon. C'est un indicateur de la propension du matériau à contribuer énergétiquement au développement d'un foyer. La table (3.8) montre clairement que l'augmentation du niveau d'irradiance intensifie considérablement la puissance dégagée moyenne $\overline{\dot{Q}''}$ et maximale $\dot{Q}''_{max}$. Le niveau d'éclairement énergétique conditionne la durée de la combustion ($\dot{Q} = \dot{m}.\Delta h_{c,eff}$ et $\dot{m} = f(\dot{q}_i)$).

Le dégagement total de chaleur (THR), i.e. l'énergie totale libérée par la combustion du matériau entre le temps d'ignition et le temps d'extinction, est mathématiquement l'intégrale de $\dot{Q}$. Cette valeur reste constante au-delà de 50 $kW.m^{-2}$. La divergence du THR observée à 35 $kW.m^{-2}$ résulte de la fraction massique de résidu ξ obtenue après extinction. Le niveau d'irradiance est alors trop faible pour oxyder complètement la résine combustible. Contrairement au matériau polymère non-carbonisable, la quantité de résidu finale ξ de la matrice polyester n'est pas nulle à la fin de la mesure et augmente à mesure que le flux en surface diminue.

Enfin, le rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} fournit des informations sur le mode de combustion d'un matériau. Lorsqu'il vient à manquer d'oxygène, la réaction est modifiée, si bien

6. Basé sur les travaux de Hugett (1980).

7. Cette répartition à la base des méthodes calorimétriques actuelles suppose une loi normale.

8. La base de données du LNE recense des informations sur les propriétés physico-chimiques d'environ 5000 matériaux et substances industriels .

qu'elle engendre la production d'autres espèces chimiques tels que le monoxyde de carbone, des suies et divers hydrocarbures. On peut noter une faible augmentation du taux de Y_{CO}/Y_{CO_2} en fonction de l'intensité de l'éclairement, ce qui montre que les conditions de combustion sont similaires. D'après la norme NF ISO 19706 (2007), on peut affirmer que la combustion de la résine se produit dans des conditions bien ventilées.

3.2.3.2 Comparaison entre simulation et expérience

La reproduction du comportement au feu de la résine a été réalisée dans un premier temps afin d'évaluer la capacité du code à reproduire les dégagements massique et énergétique d'un élément en théorie "simple". Le mécanisme réactionnel de la matrice polyester [Fig. (3.23)] ainsi que les paramètres cinétiques optimisés par l'AG à l'échelle précédente sont les principales données d'entrée du code. Les propriétés

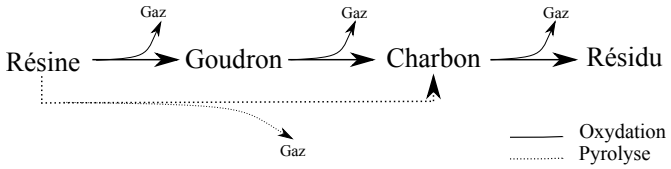
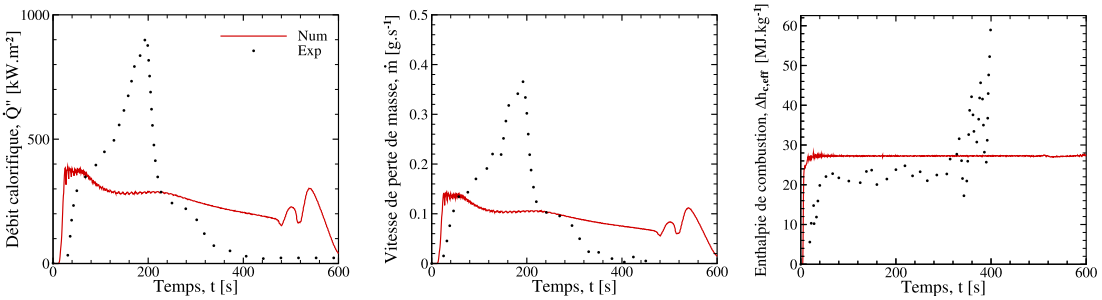


FIGURE 3.23 – *Mécanisme de décomposition de la résine polyester.*

physico-chimiques et thermiques en fonction de la température du polyester ont été caractérisées expérimentalement.

La modélisation par pyrolyse calculée oblige à définir des propriétés thermiques ($k(T)$, $\overline{\rho}$, $c(T)$, $\overline{\varepsilon}$ et $\overline{\kappa}$) pour chacune des réactions définies, autrement dit des sous-espèces. Cette tache n'est pas intuitive et oblige à choisir les valeurs adéquates. Le choix des valeurs peut être donc source d'erreur. Compte tenue du nombre de paramètres à définir (4 réactions et 10 paramètres par réactions), une étude de sensibilité sur l'ensemble des propriétés n'est toutefois pas envisageable.

Les graphes de la figure (3.24) compare les paramètres énergétiques de la matrice polyester obtenus numériquement et expérimentalement pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$ avec le modèle de base (3.23).



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.

b/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

c/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{eff,c}$ en $MJ.kg^{-1}$.

FIGURE 3.24 – *Comparaison entre expériences et simulations du comportement au feu de la résine polyester pour un flux incident de* 50 $kW.m^{-2}$. *Le mécanisme réactionnel utilisé est défini avec un résidu final.*

Après l'ignition [Fig. (3.24.b)], le $\dot{Q}''$ expérimental augmente rapidement jusqu'à atteindre un maximum en moins de 200 s. A ce stade, plus de 70 % de la par-

tie organique de la résine est dégradée. Après ce pic, le $\dot{Q}''$ diminue rapidement. Cette décroissance est liée à un réarrangement moléculaire du polymère favorisant la formation d'une structure de type carbonée (charbon) thermostable. Après 200 secondes, une réaction thermo-oxydative est observée sur ce charbon produisant la dégradation totale de la partie organique.

Les graphes révèlent que le modèle de décomposition thermique issu de l'ATG conduit à un biais numérique important. Les différentes études menées ont montré que cet écart était lié à la définition du résidu final thermiquement inerte. Cette tendance a également été observée par Bustamante Valencia (2009). Dans FDS, la fraction massique résiduelle finale ξ a été définie de sorte à être inférieure à 3 % de la masse initiale. Expérimentalement pour un niveau d'irradiance de 50 $kW.m^{-2}$, cette quantité est légèrement supérieure (de l'ordre de 8 %). Ce produit final agit, dans le code, comme un bouclier protecteur et réduit de façon significative le processus de décomposition. La définition numérique d'un résidu dans le schéma réactionnel [Fig. (3.23)] semble donc altérer la qualité des résultats obtenu via FDS à l'échelle matériau. Afin d'étayer cette observation, une analyse de sensibilité s'est contentée de faire varier numériquement cette fraction massique résiduelle jusqu'à des valeurs inférieures 0,1 % de sorte à négliger ce résidu superficiel. Les résultats de FDS montrent que la définition de cette fraction massique résiduelle aboutit systématiquement à des écarts importants entre prédictions numériques et expériences. La définition de ce résidu final génère donc un biais numérique. Cet artefact montre clairement les limites du code FDS et du modèle en présence de résidu [Fig. (3.23)] pour prédire le comportement numérique de la résine à partir de données ATG.

Ces observations ont donc mené à évincer le présence du residu. Pour ce faire, la réaction d'oxydation du charbon du mécanisme réactionnel [Fig. (3.23)] a été modifiée de sorte que le charbon se décompose intégralement en phase gazeuse [Fig (3.25)]. L'influence de cette modification sur le cinétique de perte de masse à

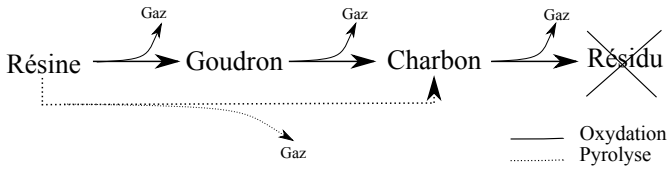
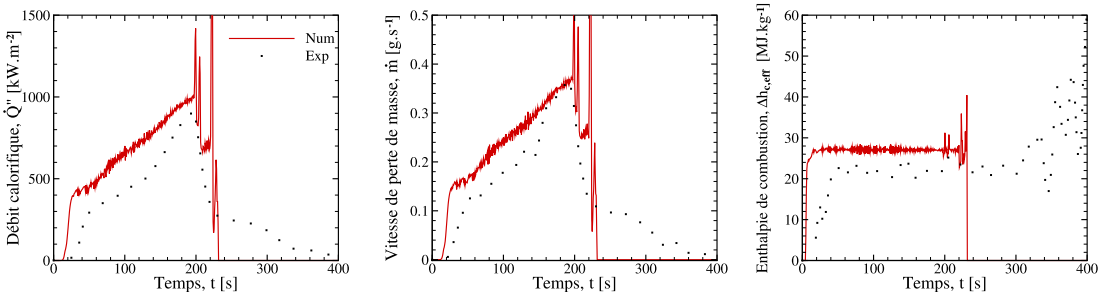


FIGURE 3.25 – *Mécanisme de décomposition modifiée de la résine polyester.*

l'échelle de la matière a été étudiée. Les résultats révèlent une legère modification de la cinétique de la dernière réaction d'oxydation du charbon. Globalement, cette approche sous estime la quantité de résidu finale(< 3% de la masse initiale) car on suppose que l'intégralité de la résine est consummée.
Les résultats de cette modification sont présentés sur la figure (3.26). La soustraction de la dernière réaction permet au modèle de décomposition de prédire de façon correcte des paramètres énergétiques. Après l'inflammation, le taux de perte de masse numérique est légèrement supérieur au $\dot{m}$ expérimental. Cet écart peut être dû à une surestimation du taux d'oxydation du charbon par le modèle de pyrolyse. Ce taux d'oxydation dépend des paramètres cinétiques optimisés par l'algorithme génétique à l'échelle matière. La figure (3.26.c) montre également que l'enthalpie de combustion effective $\Delta h_{eff,c}$ utilisée dans le code est légèrement supérieure à la mesure, ce qui



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.

b/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

c/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{eff,c}$ en $MJ.kg^{-1}$.

FIGURE 3.26 – *Comparaison entre expériences et simulations du comportement au feu de la résine polyester après modification du schéma réactionnel pour un flux incident de* $50\,kW.m^{-2}$. *Le mécanisme réactionnel utilisé est défini sans résidu final.*

peut contribuer à modifier le bilan de masse et d'énergie. L'écart entre les termes enthalpiques est d'autant plus important en fin d'essai.

La surévaluation énergétique conditionne la durée de la combustion et conduit à une extinction plus rapide. La dissemblance des résultats au-delà de 200 *s* est liée à la soustraction de la réaction d'oxydation du charbon, ce qui ne permet pas de reproduire la dernière réaction d'oxydation du matériau. Celle-ci génère de grosses instabilités numériques lors de cette phase d'extinction. Ces instabilités n'auront toutefois pas de grosses influences par la suite car le but de cette étude était de prédire la croissance de la combustion.

Pour résumer, ces premières simulations réalisées avec le code FDS ont permis d'étudier la capacité du code à prédire le comportement au feu d'une matrice polyester. Il en ressort que le modèle de pyrolyse introduit dans FDS ne traduit pas tout à fait la réalité des réactions physico-chimiques. Les simulations ont révélé que la définition d'un résidu final conduisait à un biais important sur la prédiction du processus de décomposition, et montrent les limites du modèle de pyrolyse de FDS. Les écarts relevés semblent principalement liés à une surestimation du taux d'oxydation. L'extinction de la combustion par manque de combustible conduit à des instabilités numériques. Ces instabilités n'auront toutefois pas d'influence par la suite. Malgré ces contraintes, les résultats restent satisfaisants devant les incertitudes expérimentales dues dans le cas présent à la justesse de la mesure.

3.2.4 Stratifié polyester-verre

Avant de présenter les résultats du stratifié polyester-verre, il est important de parler des caractéristiques de sa structure hétérogène qui peuvent modifier son comportement au feu.

La microstructure du stratifié présente une distribution non-homogène de fibres dans la matrice, qui se caractérise par des fluctuations locales de la fraction de renfort. En d'autre terme, on trouve localement des zones riches en matrice et d'autres, riches en fibres.

En surface, on peut remarquer la présence d'une fine pellicule de résine polyester (d'environ 0,1 *mm*). Cette couche utilisée pour améliorer l'aspect de surface du matériau, contribue fortement à son inflammation. Cette influence sera traitée plus en détail dans la suite de ce mémoire.

3.2.4.1 Résultats expérimentaux

Observations expérimentales

Lorsque le stratifié polyester/verre est exposé à une sollicitation thermique, son comportement est régi par l'éclairement énergétique incident et ses propriétés thermiques, en particulier sa diffusivité thermique. La diffusivité thermique exprime l'aptitude d'un corps à transmettre la chaleur plutôt qu'à l'absorber. Dans le cas des composites, la chaleur ne s'accumule pas en surface car l'énergie diffusée est prépondérante devant l'énergie absorbée dans le matériau en raison de l'orientation des fibres. La diffusivité thermique transversale est particulièrement faible, ce qui ne permet pas un transfert facile de chaleur jusqu'à la face arrière du matériau et génère un gradient de température important au travers du composite. La dissipation longitudinale de la chaleur est accentuée par l'orientation des fibres de verre ce qui limite l'échauffement et retarde la décomposition de la matrice par rapport au polyester seul.

La conduction de la chaleur provoque un certain degré d'expansion au sein de la matrice dû aux contraintes thermomécaniques [Grenier (1998), Ohlemiller et Shield (1993)]. La dilatation du stratifié est généralement suivie de différents mécanismes d'endommagement. Le premier mécanisme rencontré est principalement la fissuration transverse. Ce type de dommage consiste en la rupture de la matrice entre les fibres dans les plis désorientés par rapport à l'axe de sollicitation prédominant. Cet endommagement est suivi dans certains cas, soit par la fissuration longitudinale, soit par le délaminage au niveau de la zone de pyrolyse (Fig. 3.27). La fissuration longitudinale est analogue à la fissuration transverse mais elle se produit dans les plis parallèles à la direction de la sollicitation.

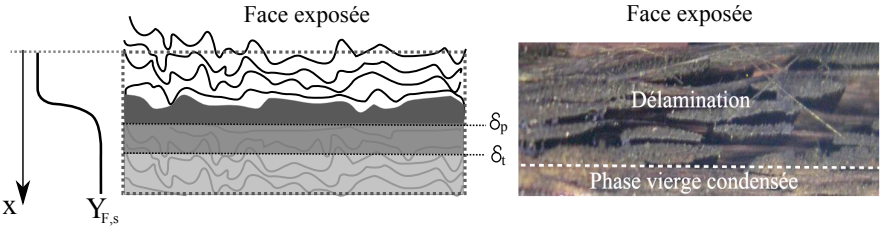


FIGURE 3.27 – *Processus de délaminage du stratifié.*

Le délaminage est un défaut existant dans les matériaux composites stratifiés. Il se caractérise par une séparation ou un manque de liaison entre deux strates d'orientations différentes. Il est dû en partie au gradient thermique, au ramollissement de la matrice et aux contraintes thermomécaniques générées par la dilatation thermique des fibres et différentielle fibres/matrice. Le front de délaminage se déplace de façon temporelle, au sein du matériau. Ce phénomène se produit à des températures inférieures à la température de transition vitreuse.

Après quelques secondes d'exposition, la gazéification résultant de la pyrolyse de la résine commence suivant le processus décrit dans la section précédente. La matrice polyester se décompose suivant une réaction endothermique qui se produit par une rupture aléatoire des chaînes moléculaires. Cette décomposition peut se produire en profondeur car le matériau est semi-transparent au rayonnement infrarouge (λ

>0,8 μm) [Fig.(3.28)]. Or, on peut remarquer que pour les températures couramment rencontrées dans un feu, l'essentiel du rayonnement se produit dans ces longueurs d'onde.

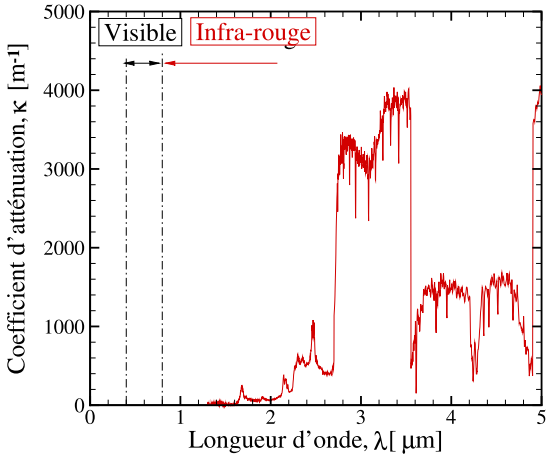


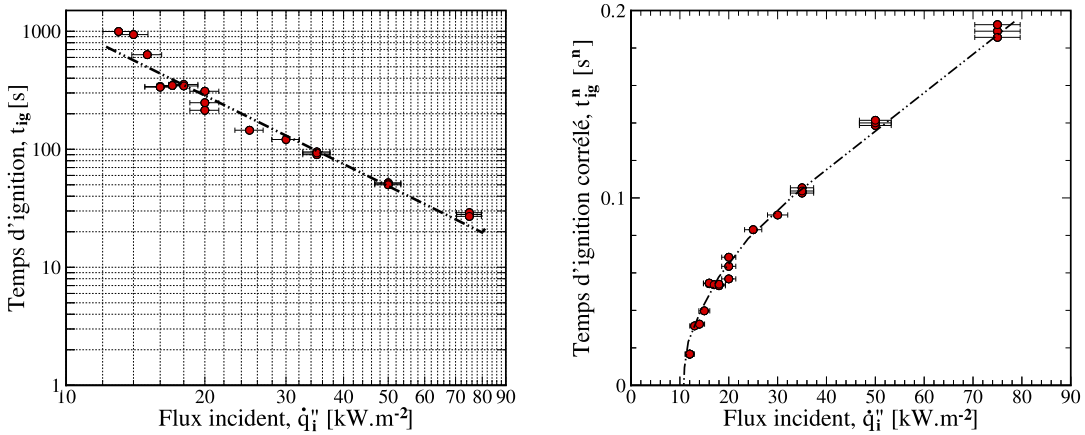
FIGURE 3.28 – *Evolution du coefficient d'extinction en fonction de la longueur d'onde pour le stratifié polyester/verre.*

Un front de pyrolyse δ_p couplé au flux de chaleur δ_t se déplace de la surface vers le coeur de la structure. Selon la perméabilité du matériau, les gaz volatils résultant de cette scission migrent librement vers la surface et créent une surpression locale significative qui refroidit la structure mais ajoute des contraintes mécaniques. La décomposition endothermique de la matrice se poursuit jusqu'à ce que le front de pyrolyse δ_p atteigne la face arrière non exposée du stratifié. Lorsque la concentration en gaz de pyrolyse/air est supérieure à la limite inférieure d'inflammabilité, une étincelle pilote enflamme le mélange.

Le délaminage modifie donc le comportement au feu du matériau. En fonction de l'orientation du solide, le délaminage peut agir comme barrière thermique et confiner la zone de réaction ou favoriser la cinétique chimique de la pyrolyse. Par exemple, dans une configuration verticale, le phénomène accélère l'oxydation car le matériau vierge est directement exposé à la flamme. En revanche, dans une configuration horizontale, il provoque la formation d'une interface entre les strates qui augmente de façon significative sa résistance thermique, et ralentit la vitesse de décomposition. Quelle que soit l'orientation, il réduit le comportement thermomécanique du matériau et dans certaine configuration (si une source de chaleur se situe en dessous du composite par exemple) favorise la tombée successive des strates.

Ignition

Le matériau a été soumis à des sollicitations thermiques plus faibles afin d'évaluer l'énergie minimale nécessaire à son inflammation. Le flux thermique incident a été décrémenté jusqu'à ce qu'il soit insuffisant pour provoquer l'ignition en moins de 60 minutes. L'analyse du temps d'ignition en fonction du niveau d'éclairement imposé met en évidence l'existence d'un flux critique en-deçà duquel l'ignition du solide n'est plus possible.
Pour les flux de chaleur proches du seuil d'inflammabilité, l'occurrence de l'ignition



a/Temps d'ignition t_{ig} (Echelle log-log). *b*/Temps d'ignition corrélé t^n_{ig} (avec n =-0.5).

FIGURE 3.29 – *Evolution du délai d'ignition du stratifié en fonction du flux incident* $\dot{q}''_i$.

est limitée par les pertes thermiques. Il est alors possible de considérer une surface exposée durant un temps infini, ce qui est difficilement transposable aux situations réelles. L'asymptote verticale de la courbe [Fig (3.29.b)] permet de définir le flux minimum d'ignition ($\sim$ 12,5 $kW.m^{-2}$) .

La figure (3.29.a) donne une droite de pente -2, caractéristique d'un matériau thermiquement épais selon Carslaw et Jaeger (1959). Le calcul des propriétés d'ignition suivant l'approche de Janssens (1993) est délicate en raison de l'évolution en température des propriétés thermiques. De plus, le délaminage pose un problème évident avec la méthode d'essai pour ce type de matériau. En effet, les modèles d'ignition couramment utilisés pour corréler les données d'allumage et extrapoler les propriétés d'ignition, supposent que le solide soit semi-infini, autrement dit thermiquement épais. Lorsque le stratifié délamine, il introduit une condition susceptible de violer cette hypothèse [Grenier (1998)] car les strates peuvent alors être considérées comme thermiquement fines. A défaut de mieux, le matériau est considéré comme thermiquement épais.

Dans le cadre de cette thèse, la méthode de Janssens (1993) présentée dans le chapitre (2.2.2.3) a été utilisée, en vue d'extrapoler de la série de mesures, les principales caractéristiques d'ignition. Les principales grandeurs listées dans la table (3.9) dépendent bien évidemment de l'approche adaptée. En fonction des méthodes (par exemple : Tewarson, Quintiere...), il est donc possible d'obtenir des valeurs légèrement différentes. La connaissance de ces propriétés est prépondérante pour ca-

TABLE 3.9 – *Propriétés d'ignition intrinsèques au stratifié.*

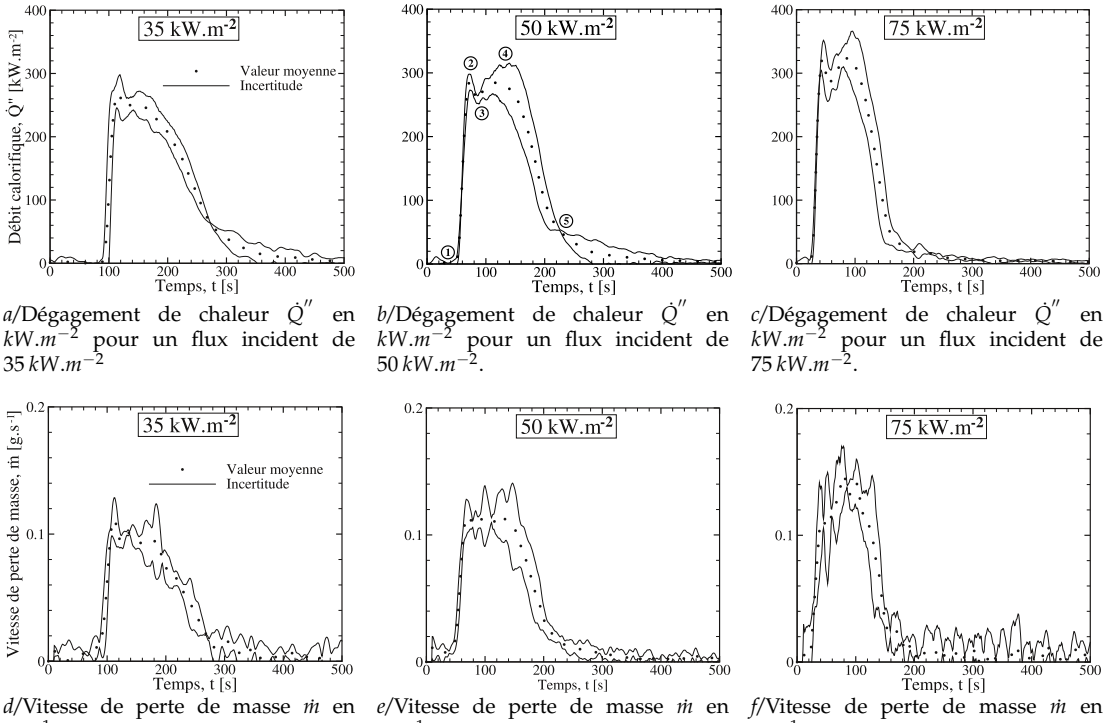
PARAMETRES	UNITES	VALEURS
Température d'ignition piloté, T_{ig}	$[°C]$	371±19
Flux minimum d'ignition piloté $\dot{q}''_{min}$	$[kW.m^{-2}]$	12,5 ± 1,3
Enthalpie de gazéification, Δh_g	$[kJ.kg^{-1}]$	2580 ± 668
Effusivité, b	$[(kW.m^{-2}.K^{-1}.s^{0.5}]$	1,65 ± 0,18
Paramètre de réponse thermique TRP	$[(kW.s^{0.5}m^{-2}]$	450 ± 49

ractériser le développement d'un feu, ainsi que sa propagation éventuelle à d'autres

matériaux. Elle quantifie la capacité du stratifié à s'enflammer plus ou moins facilement au contact d'une source de chaleur.

Dégagement énergétique et massique

L'analyse du dégagement énergétique et de la perte de masse a été réalisée sous trois niveaux d'irradiance différents (35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$). Les résultats moyennés sur trois essais sont représentés sur la figure (3.30). L'incertitude intègre la répétabilité des essais. Elle est calculée suivant l'approche définie en annexe (A.2).



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$

b/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

c/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

d/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

e/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

f/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.30 – *Bilans énergétiques et massiques du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

La stabilité thermique des composites est améliorée par rapport à la matrice polymère correspondante car une portion de la phase organique est substituée par des fibres de verre plus stables thermiquement. Les effets observés de stabilisation sont étroitement liés aux taux de fibres. Ainsi, lors de la dégradation de la matrice polymère, des interactions physico-chimiques entre les fibres de verre et les fragments de chaînes de polymères peuvent retarder la libération des produits de décomposition. De plus, la présence de fibre de verre se révèle particulièrement efficace pour réduire la combustion de la résine polyester [cf Fig. (3.21)]. Les fibres de verre sont des matériaux qui restent inertes dans un incendie lorsque la température est inférieure à $\sim$ 1000 à 1200°C.

Le Bras *et al.* (1998) montrent que l'augmentation du taux massique de fibres améliore de façon significative la tenue du matériau en contenant l'ignition. Le mécanisme selon lequel ce composé restreint le processus de combustion repose sur deux observations. La première induit qu'il réduit la quantité de matière organique (résine) et la surface d'exposition. La seconde repose sur le délaminage, protègeant

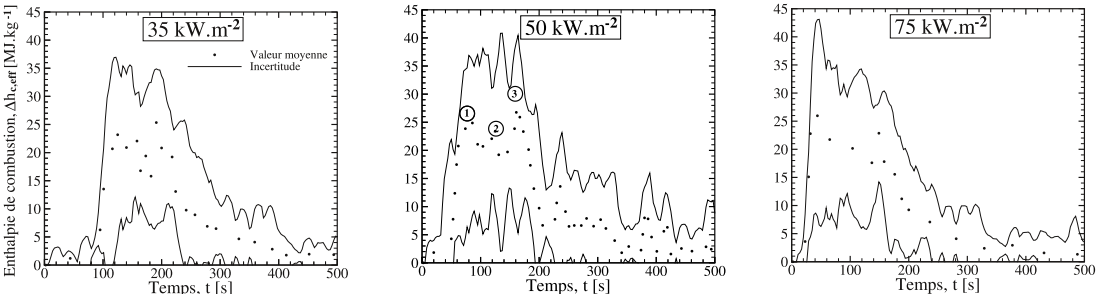
le matériau non brûlé de la chaleur et des phénomènes chimiques se produisant au sein d'une flamme.

Bien que les fibres soient incombustibles, elles contribuent toutefois au dégagement énergétique. En effet, les agents d'émulsion et autres liants organiques appliqués sur celles-ci en cours de l'ensimage, pour faciliter l'adhésion et/ou améliorer leurs propriétés (anti-statiques et de résistance à l'abrasion), sont combustibles et contribuent donc au dégagement d'espèces volatiles. De façon générale, une fibre est recouverte d'une mince pellicule d'agents organiques dont le taux massique est d'environ $\sim$ 1 à 2 %. Exposé à une source de chaleur, ce revêtement se décompose et libère des gaz volatils inflammables qui peuvent réduire le temps d'allumage. Toutefois, il faut préciser que la quantité de composés volatils alors dégagée reste très inférieure à celle issue de la matrice.

Portons notre attention sur le comportement du stratifié pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$ [Fig. (3.30.c) et (3.30.e)]. Les courbes de dégagement d'espèces et de chaleur fluctuent de façon temporelle à cause des différents processus physiques qui se produisent lorsque le stratifié est exposé à une source de chaleur. La figure (3.30.c) montre dans un premier temps, une période d'échauffement (point 1/) durant laquelle le composite ne dégage pas de chaleur. Lorsque la température du matériau est supérieure à la température de décomposition (qui rappelons-le dépend du niveau d'éclairement), une réaction endothermique irréversible s'amorce. Cette période est suivie d'une brusque augmentation du débit calorifique (point 2/), résultant de l'inflammation de la pellicule de surface riche en résine. Le taux de dégagement de chaleur continue à croître jusqu'à atteindre un maximum. Après ce premier pic, le $\dot{Q}$ diminue rapidement dans le temps (point 3/). Cette décroissance est due au ralentissement de la décomposition du composite, liée à la formation et à l'épaississement d'une fine couche noirâtre qui recouvre la surface de l'échantillon. Celle-ci forme une barrière carbonée qui limite considérablement l'impact du flux de chaleur externe. Ce charbon réduit le dégagement de chaleur de deux manières : il agit comme un bouclier protecteur. Cette couche limite les transferts de chaleur et de matière au sein du matériau vierge et ralentit l'oxydation. Il s'ensuit une stabilisation du dégagement de chaleur, 80 s après le début de l'ignition. Parallèlement, la pyrolyse de la résine du stratifié laisse progressivement apparaître une couche constituée de fibres de verre et de gaz de décomposition, que l'on nommera par la suite *phase décomposée*. Cette couche qui peut être assimilée à une "*couche inerte poreuse*" protège le matériau vierge du flux externe, réduisant le $\dot{Q}$.

Au fur et à mesure de la combustion, la phase décomposée accumule de l'énergie et commence à diffuser la chaleur au sein du composite, favorisant la propagation du front de décomposition. Cette couche se comporte alors comme un matériau thermiquement fin et ne protège plus l'épaisseur vierge sous-jacente de la source de chaleur. Il en résulte un second pic (point 4/), beaucoup plus large que le premier qui est significatif d'un retour thermique de la partie inférieure de l'échantillon. La laine de silice utilisée pour confiner l'éprouvette amplifie du taux de gazéification au sein de la partie imbrûlée du résidu et augmente la température au sein du stratifié [Brown *et al.* (1988)]. L'intensité du pic énergétique secondaire croît avec l'éclairement et dépend fortement des propriétés physiques de la laine de silice utilisée [Babrauskas (2003)]. Enfin, le manque de combustible conduit progressivement à l'extinction de la combustion (point 5/).

L'évolution temporelle de l'enthalpie de combustion effective confirme ces observa-



a/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

b/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

c/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.31 – *Enthalpie de combustion du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

tions. A 50 $kW.m^{-2}$ par exemple, il est possible de distinguer trois niveaux calorifiques liés à différentes étapes :

- la première résulte de la formation de la couche carbonée (point 1/) ;
- la seconde est liée à l'effet bouclier du résidu (point 2/) ;
- le dernière provient de l'oxydation de ce résidu (point 3/).

En somme, il semble possible de réaliser une analogie de comportement avec les résultats de la résine polyester à l'échelle de la matière. Ces propos montrent que la présence de fibres ne modifie pas le mécanisme de dégradation thermique de la résine polyester. Ces observations prouvent qu'il est en théorie possible de modéliser le comportement au feu d'un stratifié à partir du schéma réactionnel de la résine polyester. Nous examinerons la pertinence de ce propos dans la section suivante.

La table (3.10) résume les principaux résultats des essais au cône calorimètre pour le stratifié polyester/verre. Les valeurs présentées sont moyennées sur trois essais.

TABLE 3.10 – *Caractéristiques énergétiques du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$*

PARAMETRES	**UNITES**	**VALEURS**		
$\dot{\mathbf{q}}_{\mathbf{i}}''$	$[kW.m^{-2}]$	**75**	**50**	**35**
$\mathbf{t_{ig}}$	[s]	28 ± 1	51 ± 1	93 ± 2,54
$\dot{\mathbf{Q}}''$	$[kW.m^{-2}]$	91,8 ± 2,06	83,7 ± 6,47	77,6 ± 4,24
$\dot{\mathbf{Q}}''_{\mathbf{max}}$	$[kW.m^{-2}]$	334,1 ± 15,7	289,2 ± 9,4	270,7 ± 10,3
THR	$[MJ.m^{-2}]$	35 ± 1,9	39,9 ± 1,0	38,4 ± 0,8
$\dot{\mathbf{m}}_{\mathbf{max}}$	$[g.s^{-1}]$	0,286 ± 0,04	0,167 ± 0,01	0,157 ± 0,02
$\mathbf{\Delta h_{c,eff}}$	$[MJ.kg^1]$	20,3 ± 0,01	21,9 ± 0,51	22,9 ± 0,53
$\mathbf{Y_{CO}/Y_{CO_2}}$	$[10^{-3}]$	27	26	24
$\mathbf{Y_{CO}}$	$[10^{-3}kg.kg^{-1}]$	49 ± 1	50 ± 0,7	49 ± 2
$\mathbf{Y_{CO_2}}$	$[kg.kg^{-1}]$	1,79 ± 0,02	1,89 ± 0,02	1,99 ± 0,01
ξ	[%]	70 ± 0,9	70 ± 0,9	70 ± 0,2

La vitesse de libération des composés combustibles est intense et le taux de dégagement de chaleur résultant, affiche des valeurs nettement plus faibles que celles du polyester seul [cf Tab. (3.8)]. Les fibres ralentissent, en effet, la cinétique de décomposition de la matrice organique.

Le $\dot{Q}''_{max}$ diminue de façon linéaire en fonction du flux incident. Le dégagement total de chaleur (THR), quant à lui, reste constant quel que soit l'éclairement, car

la résine se consume complètement et le mécanisme est inchangé. La durée de la combustion est conditionnée par l'intensité de la source externe. Pour ces différents niveaux d'irradiance, la résine est complètement dégradée et la quantité de résidu obtenue après extinction de la flamme correspond au taux de fibres. Là encore, le rapport $\frac{Y_{CO}}{Y_{CO_2}}$ induit que la combustion se produit dans des conditions bien ventilées [NF ISO 19706 (2007)]

Pour conclure, cette étude expérimentale a permis de comprendre les processus de dégradation thermique du stratifié polyester-verre. Il a été mis en évidence que les fibres modifient considérablement le comportement au feu de la résine, et favorisent le délaminage du stratifié. Enfin il a été démontré que le mécanisme de dégradation de la résine n'était pas altéré.

3.2.4.2 Comparaison des résultats de simulations numériques à des mesures expérimentales

La section (3.2.3.2) a mis en évidence la capacité du code à reproduire le comportement au feu d'une matrice polyester. Il s'agit à présent d'étudier sa capacité à prédire le processus de décomposition d'un stratifié à matrice polyester renforcé de fibres de verre [Marquis *et al.* (2009b)].

Nos observations expérimentales ont démontré qu'il était possible de modéliser le comportement au feu du composite à partir des mécanismes impliqués dans la décomposition de la résine polyester et en utilisant les propriétés thermiques de chacun des éléments le constituant. FDS contraint en effet de définir séparément ces éléments. Les propriétes thermiques des fibres de verre sont données dans la table (3.11).

Table 3.11 – *Propriété thermique des fibres de verres et de l'air.*

PROPRIETES		UNITES	FIBRE	AIR
Masse volumique	ρ	$[kg.m^{-3}]$	2600	$1,338 - 0,0032.T^{-3}.10^{-6}.T$
Chaleur calorifique	c_p	$[J.kg^{-1}.K^{-1}]$	870	$988,2 + 0,2021.T$
Conductivité thermique	k	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$	1.1	$0,026e^{0,021}.T$
Emissivité	ε	$[-]$	0,919	

Les formules utilisées sous FDS pour définir des propriétés thermiques équivalentes (ρ_{eq}, k_{eq} et c_{eq}) ne sont pas adaptées pour des matériaux complexes constitués d'éléments non miscibles. Par exemple, la conductivité thermique est définie par une loi de mélange classique (3.13) qui pondère la valeur de chaque composant en phase condensée par la fraction de volume associée.

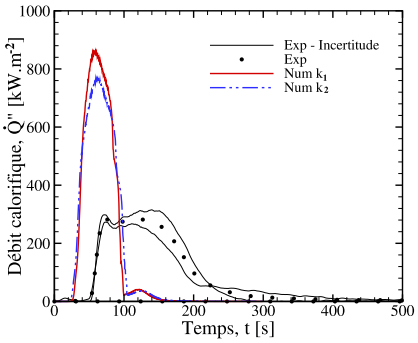
$$k_s = \sum_{i}^{N} = X_i k_i \tag{3.13}$$

Or on rappelle que la conductivité thermique transverse équivalente peut être approximée de la sorte :

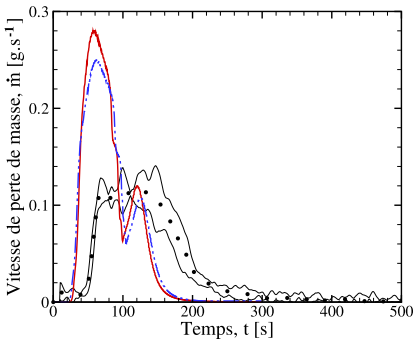
$$k_s = \frac{k_{f,T} k_m}{k_m X_f + k_{f,T}(1 - X_f)} \tag{3.14}$$

où X est la fraction volumique de l'élément i et k_i la conductivité de l'élément i. L'expression (3.13) génère donc *a priori* une erreur qu'il est nécessaire de sonder. Le code surévalue de 156% la valeur par rapport à la mesure. Cette bévue entraîne un écart important sur l'échauffement du matériau et sur le processus de dégradation. Ce mémoire n'ayant pas pour objectif de modifier cette expression (3.13), il a été préféré ajuster les propriétés des fibres de verre pour palier ce biais et retrouver les valeurs expérimentales.

La comparaison de l'influence des conductivités réelles de fibres (k_1) et modifiées (k_2) sur le comportement au feu est illustrée sur la figure (3.32). Les résultats montrent en



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.



b/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

FIGURE 3.32 – *Comparaison entre experiences et simulations du comportement au feu du stratifié polyester/verre pour un flux incident de* $50\,kW.m^{-2}$. *(Approche 1).*

l'occurrence que la modification des propriétés thermiques du renfort (fibre) change considérablement les taux de dégagement massiques et énergétiques. Pour autant, les mesures sont relativement mal prédites. Cette divergence peut s'expliquer par le fait que FDS ne permet pas de simuler des modifications structurelles d'un stratifié condensé (résine + fibre) en une phase décomposée dite "poreuse", constituée de gaz et de fibres. Autrement dit, il ne prend pas en compte la présence d'air entre ces fibres. On a vu que cette couche décomposée (fibre+gaz) réduisait le débit masse de gaz décomposé et protégeait la matrice vierge.

Ce défaut du modèle peut être artificiellement corrigé. Kim *et al.* (2009) suggèrent pour cela de remplacer directement les propriétés thermiques des fibres de verre par celles de la phase décomposée (autrement dit de la phase gaz/verre), en se basant sur les mesures expérimentales de Lattimer et Ouellette (2006). Ils évaluent à l'aide de la méthode d'optimisation de Lautenberger *et al.* (2006) et (2009), les propriétés physiques et les paramètres cinétiques reproduisant au mieux la vitesse de perte de masse du composite (polyester/verre) au cône calorimètre à 50 $kW.m^{-2}$. Les auteurs soulignent toutefois que leur approche conduit à une erreur de 50% des propriétés thermiques du stratifié. Leur matériau est donc plus isolant que la réalité et ils doivent fournir plus d'énergie pour l'enflammer, ce qui biaise leurs paramètres cinétiques.

La méthodologie adoptée dans ce mémoire est différente et contourne cet artéfact subjectif. L'approche met en oeuvre une réaction fictive pour les fibres, en supposant que celles-ci se décomposent en une "phase poreuse décomposée" ($\beta fibre$) dont les propriétés thermiques sont présentées sur les figures (3.33).

$$fibre \longrightarrow \beta fibre$$

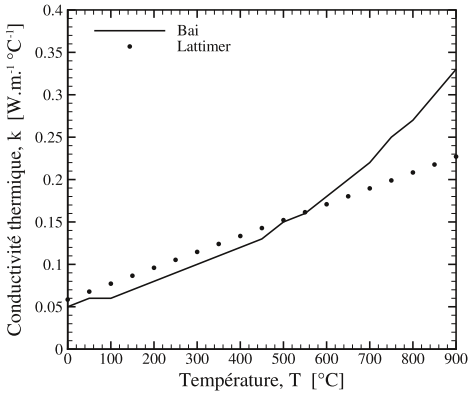
Avoir recours à cette approche est à l'évidence nécessaire pour simuler le comportement au feu d'un sandwich. Elle laisse entrevoir la possibilité de reproduire l'effet protecteur (ainsi que le délaminage) de cette couche décomposée (fibre+air) sur la résine vierge (mais également sur la couche sous-jacente dans le cas d'un sandwich composite).

Pour cela, trois hypothèses fortes doivent être formulées. La première consiste à supposer que le volume est invariant au cours du temps (la dilatation est donc négligée). La seconde considère que lors de la dégradation, les gaz de pyrolyse occupent l'intégralité de l'espace initialement occupé par la matrice, de sorte que les fractions volumiques restent constantes. Enfin la troisième définit ces gaz au sein du volume comme une phase condensée. Cette dernière hypothèse considère que la conduction en phase gazeuse prévaut devant la convection et la diffusion gazeuse.

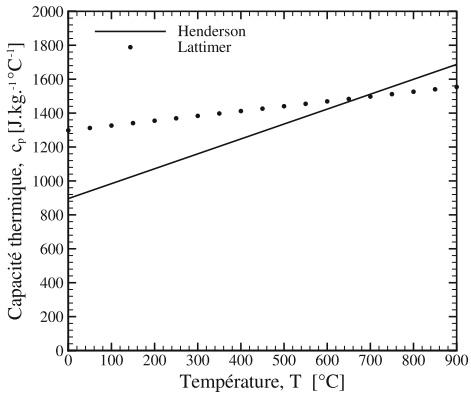
En vertu des hypothèses énoncées, il est alors possible d'appliquer l'expression (3.15) pour évaluer les propriétés thermiques équivalentes de cette phase décomposée, suivant le principe de Henderson *et al* (1983) et de Bai *et al* (2007).

$$\phi_s = \sum_i^N \phi_i X_i = \sum_i^N \overline{\rho} \frac{Y_i}{\rho_i} \phi_i \tag{3.15}$$

Dans l'expression, ϕ est le paramètre spécifique (k ou c_p), ρ la masse volumique, X la fraction volumique, Y la fraction massique et i un élément. Les valeurs obtenues par cette approche sont comparées aux mesures expérimentales de Lattimer et Ouellette (2006) [Fig. (3.33)]. La conductivité thermique suivant l'équation (3.15) est en bon ac-



a/ Conductivité thermique.

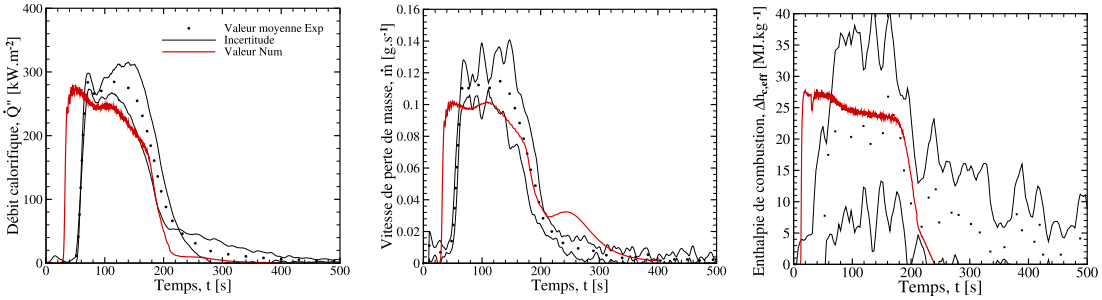


b/ Capacité calorifique.

FIGURE 3.33 – *Evolution en température des propriétés de la phase décomposée du stratifié.*

cord avec la mesure jusqu'à 600°C. En revanche on distingue un écart important entre les capacités calorifiques. Ce désaccord aura peu d'influence sur le comportement au feu du stratifié.

Ces différentes remarques ont été intégrées au code pour simuler le comportement au feu du stratifié polyester/verre. La figure (3.34) compare les comportements numériques et expérimentaux du composite obtenus par cette approche, via les taux de dégagement massiques $\dot{m}$ et énergétiques $\dot{Q}$ obtenus pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$.
Concernant le $\dot{Q}$, les courbes expérimentales et numériques présentent une allure similaire bien que la simulation numérique prédise une inflammation plus rapide de l'éprouvette. Après le premier pic, le $\dot{Q}$ diminue rapidement. Le second pic,



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.

b/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

c/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$.

FIGURE 3.34 – *Comparaisons entre experiences et simulations du comportement au feu du stratifié polyester/verre pour un flux incident de* $50\,kW.m^{-2}$. *(Approche 2).*

beaucoup plus large que le premier, est observé uniquement lorsque la face arrière de l'éprouvette est isolée (les conditions limites en face arrière ont donc un effet important sur la pyrolyse d'un matériau thermiquement fin). Il est attribué à une augmentation du taux de gazéification au sein de la partie imbrûlée du substrat et à l'augmentation de la température au sein du stratifié [Brown *et al.* (1988)]. Le retour thermique est modélisé numériquement en tenant compte de l'épaisseur et des propriétés thermiques (ρ, $k(T)$ et $c_p(T)$) de la laine de silice en face arrière.

Quantitativement, le taux de dégagement massique $\dot{m}$ numérique est inférieur aux résultats expérimentaux. De fait, il faut ici rappeler que cet écart résulte de la mauvaise reproduction de la réaction de combustion du charbon de la résine polyester [Fig. (3.26)]. On remarque toutefois que le matériau a tendance à s'enflammer plus rapidement, ce qui pourrait laisser penser que les propriétés thermiques utilisées sont légèrement trop faibles. Ce phénomène résulte, en réalité, de l'utilisation de l'équation de la chaleur unidimensionnelle. Ce point a fait l'objet d'une analyse et est décrit plus en détail dans la suite de ce mémoire.

Pour conclure, ces simulations réalisées avec le code FDS ont permis d'étudier sa capacité à prédire le comportement au feu d'un stratifié polyester/verre. Il en ressort que FDS connait certaines limites pour reproduire le comportement de ce type de matériau. La définition de ces propriétés thermiques conduit à un biais important, qui implique de modifier certains paramètres. Les changements structuraux ne peuvent pas être prédits ce qui induit de trouver des alternatives. La méthodologie adoptée dans ces travaux de thèse doit permettre de reproduire le comportement au feu du sandwich. Il en ressort que le modèle de pyrolyse introduit dans FDS ne traduit pas tout à fait la réalité des réactions physico-chimiques. Les écarts relevés semblent principalement liés à la mauvaise reproduction du taux d'oxydation du polyester seul et aux hypothèses de FDS présentées le paragraphe (3.2.2.3).

3.2.5 Balsa

3.2.5.1 Expérimental

L'hétérogénéité du balsa et son caractère anisotrope rendent sa décomposition thermique relativement complexe. Lorsque sa surface est exposée à un flux d'énergie, sa température augmente. Tant que l'eau contenue n'est pas gazéifiée, la température interne ne dépasse guère 60 à 70°C ; elle évolue ensuite très rapidement dès lors que

les dernières traces sont disparues, vers 120°C. Au-delà de cette température une réaction de décomposition irréversible s'amorce.

Sa vitesse d'échauffement va dépendre du niveau d'irradiance, de son caractère anisotrope ainsi que ses propriétes physico-chimiques. L'échauffement de sa surface conduit à une contraction du matériau. Les forces résultantes favorisent le craquage (fissuration) et modifient le transfert de chaleur au sein du matériau.

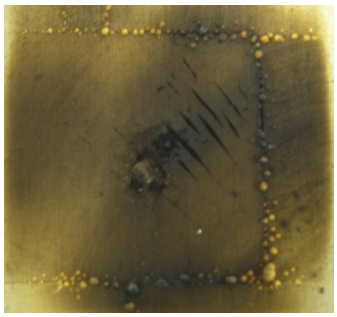


FIGURE 3.35 – *Migration de la colle et apparition des fissures en surface du balsa.*

Au fur et à mesure de l'échauffement, la colle utilisée pour assembler les blocs commence à migrer en surface. Les gaz de pyrolyse liés à la décomposition de cette colle peuvent dans certains cas être à l'origine de l'ignition du balsa.

Il a été démontré dans le chapitre (3.1.2.1), qu'à partir de 190°C, l'énergie thermique transférée aux macromolécules était suffisante pour amorcer la décomposition. La zone de pyrolyse se propage progressivement au sein du matériau. La transformation tend à devenir fortement exothermique et le balsa commence à carboniser en dégageant de nombreuses espèces chimiques. Les gaz produits par la décomposition du solide sont refoulés vers la surface au niveau des fissures, en raison des gradients de pression générés au cours de la carbonisation du solide.

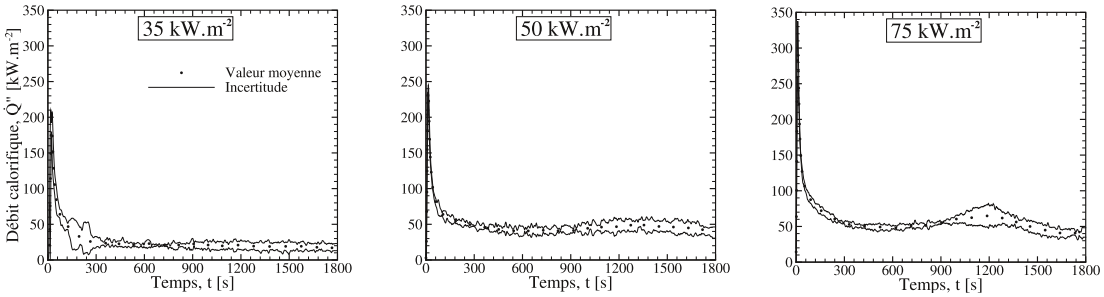
Ces gaz qui diffusent, sont convectés, créant ainsi un mélange inflammable au voisinage de la surface du solide. Si la température du mélange augmente, la combustion entre les vapeurs combustibles et l'air ambiant peut avoir lieu. Il en résulte une flamme de diffusion qui se développe au-dessus de la surface. La stabilisation de la flamme au-dessus du combustible se traduit par un échange permanent entre ces deux entités : une partie de l'énergie produite par la flamme est transmise, par rayonnement et par convection, vers la surface du combustible et entretient ainsi la gazéification de ce dernier.

Influence de l'éclairement énergétique en surface

Les courbes de dégagement de chaleur (ou débit calorifique) et de vitesse perte de masse du balsa bois debout[9] pour des flux de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$ sont illustrées sur la figure (3.36). Les essais sont réalisés sur des échantillons de masses identiques.

Les valeurs présentées sont moyennées sur trois essais. L'incertitude intègre la répétabilité des essais et la justesse commise sur la mesure. L'un des principaux termes sources d'incertitude est la composition même du balsa. En effet l'hétérogénéité du matériau engendre une source d'incertitude considérable. Ce phénomène, dénommé "effet matériau", est intégré dans l'incertitude sur la répétabilité des essais, sans pour

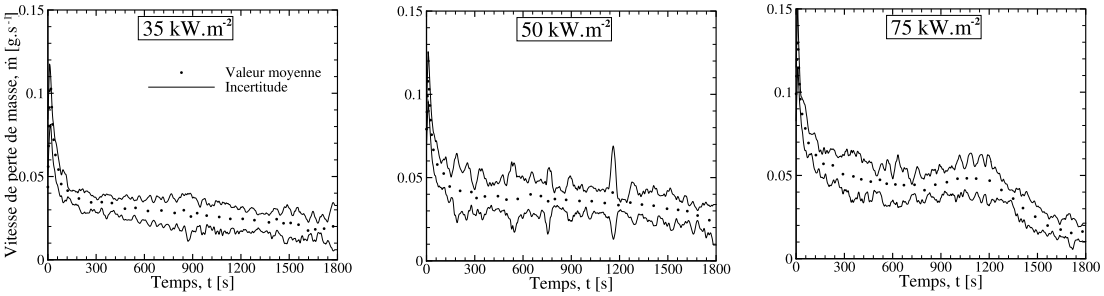
9. Les fibres sont orientées dans le sens du flux incident.



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

b/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

c/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.



d/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

e/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

f/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

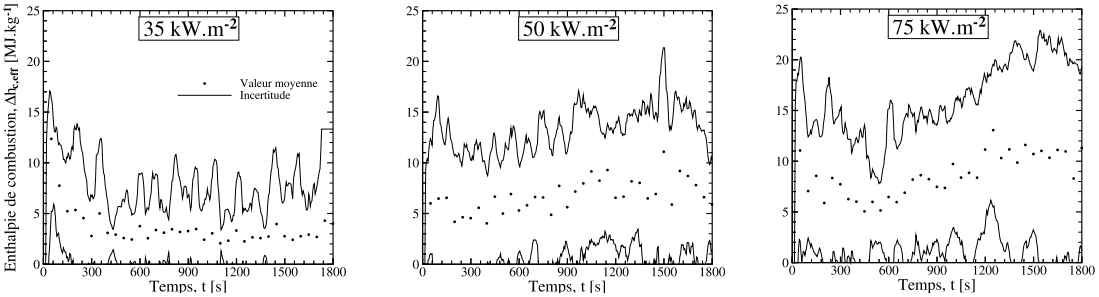
FIGURE 3.36 – *Bilans énergétiques et massiques du balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$).*

autant que sa contribution puisse être clairement identifiée.

Portons notre attention sur le comportement du matériau pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$. L'allure des courbes est typique des matériaux carbonisant avec un pic énergétique en début de combustion. Ce pic est lié à la carbonisation de la surface. L'épaisseur du résidu augmente régulièrement et exerce un effet protecteur qui provoque une diminution de la vitesse du front de décomposition. Cet effet se manifeste expérimentalement par une diminution progressive de la vitesse de perte de masse. Cette épaisseur de charbon atténue le flux absorbé par le matériau au niveau du front de pyrolyse.

Lorsque l'émission de gaz est terminée, l'oxygène diffuse dans le résidu charbonneux hautement poreux au travers des fissures conduisant à son oxydation. La vitesse d'oxydation du résidu charbonneux dépend alors de la concentration en oxygène, de la température des gaz, du nombre de Reynolds local, de la taille et de la porosité du résidu charbonneux du résidu. Cette oxydation se traduit par une légère augmentation du dégagement de chaleur à partir de $1000\,s$. Les chaînes carbonées réagissent avec l'oxygène pour former principalement du monoxyde de carbone et du dioxyde de carbone. Cette réaction exothermique est liée à l'élévation du pouvoir calorifique du résidu qui croît au fur et à mesure de l'enrichissement en carbone ; voisin de $5\,MJ.kg^{-1}$ à $300\,s$, il atteint $9\,MJ.kg^{-1}$ à $1800\,s$, comme l'illustre la figure (3.37).

L'enthalpie de combustion du balsa reste relativement basse, en raison de sa teneur assez faible en composés organiques, du pouvoir calorifique moyen de ces composés plus ou moins oxydés et enfin de l'énergie nécessaire à la déshydratation. Pour un matériau hétérogène de ce type, la chaleur de combustion effective croît au cours du



a/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $35\,kW.m^{-2}$.

b/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $50\,kW.m^{-2}$.

c/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ pour un flux incident de $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.37 – *Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ de balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$).*

processus de dégradation et dépend fortement du niveau d'irradiance. Toutefois les figures (3.37.a) et (3.37.d) montrent, qu'à 35 $kW.m^{-2}$, l'éclairement est *a posteriori* trop faible pour conduire à une oxydation totale du charbon. En effet, la valeur au-delà de $300\,s$ est inférieure à celles observées à 50 et 75 $kW.m^{-2}$. La table (3.12) confirme ces propos.

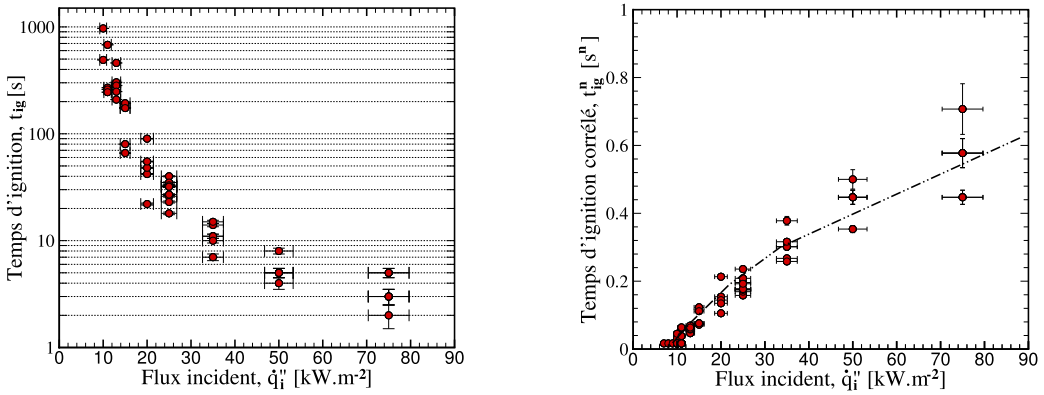
TABLE 3.12 – *Caractéristiques énergétiques du balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

PARAMETRES	UNITES	VALEURS		
$\dot{q}_i''$	$[kW.m^{-2}]$	**75**	**50**	**35**
æ	$[kg.m^{-3}]$	176 ± 5	187 ± 2	200 ± 6
t_{ig}	[s]	3 ± 2	5 ± 1	9 ± 2
$\dot{Q}''$	$[kW.m^{-2}]$	51 ± 2	46 ± 3	46 ± 1
$\dot{Q}''_{max}$	$[kW.m^{-2}]$	298 ± 20	239 ± 2	190 ± 2
THR	$[MJ.m^{-2}]$	128 ± 6	102 ± 5	17 ± 3
$\dot{m}_{max}$	$[g.s^{-1}]$	$0{,}27 \pm 0{,}08$	$0{,}21 \pm 0{,}01$	$0{,}18 \pm 0{,}03$
$\Delta H_{c,eff}$	$[MJ.kg^1]$	$12{,}3 \pm 0{,}2$	$11{,}8 \pm 0{,}5$	$9{,}1 \pm 0{,}6$
Y_{CO}/Y_{CO_2}	$[10^{-3}]$	14	24	23
Y_{CO}	$[10^{-3}kg.kg^{-1}]$	$18{,}4 \pm 1$	$30{,}2 \pm 2$	$25{,}9 \pm 7$
Y_{CO_2}	$[kg.kg^{-1}]$	$1{,}24 \pm 0{,}01$	$1{,}23 \pm 0{,}03$	$1{,}11 \pm 0{,}02$
ξ	[%]	$13 \pm 0{,}8$	17 ± 2	42 ± 4

On remarque que l'énergie totale dégagée (THR) est nettement plus faible à 35 $kW.m^{-2}$ qu'à 50 et 75 $kW.m^{-2}$. Cette différence peut s'expliquer par le fait qu'au delà de 50 $kW.m^{-2}$, le balsa continue à se décomposer par incandescence, après l'extinction de la flamme. Ce phénomène d'oxydation du résidu n'est pas observé à 35 $kW.m^{-2}$, la quantité de résidu final ξ s'en trouve alors augmentée.

Des analyses complémentaires ont été réalisées sur le matériau afin de mieux le caractériser. Le balsa a été soumis à des sollicitations thermiques plus faibles afin d'évaluer l'énergie minimale nécessaire à son inflammation. Le flux thermique incident est décrémenté de $1\,kW.m^{-2}$ jusqu'à ce qu'il soit insuffisant pour provoquer l'ignition en moins de 60 min. Pour les flux les plus faibles, proche du flux minimum d'ignition, une série importante d'essais (jusqu'à 10 essais par flux) a été réalisée afin d'étudier la répétabilité du comportement du matériau en terme d'ignition et de

délai à cause de l'hétérogénéité du balsa.



a/Temps d'ignition piloté t_{ig} (échelle log.) *b*/Temps d'ignition correlé t_{ig}^n (avec $n = -0.5$)

FIGURE 3.38 – *Evolution du temps d'ignition du balsa en fonction de l'éclairement énergétique en surface* $\dot{q}_i''$.

La figure (3.38) ne présente pas l'ensemble des mesures. Seuls les essais qui ont recensé l'apparition de flammes établies sont exposés. Les résultats montrent que le temps d'ignition est inversement proportionnel au flux incident. Pour les flux importants ($> 50\,kW.m^{-2}$), l'inflammation tend à devenir très rapide. Pour les flux de chaleur proche du seuil d'inflammabilité, l'occurrence d'allumage du mélange gazeux est limitée par les pertes thermiques.

L'asymptote verticale de la courbe [Fig (3.38.a)] détermine le flux minimum d'ignition. Là encore, l'approche de Janssens (1993) est utilisée pour, déduire par extrapolation de la série de mesures, les autres caractéristiques d'ignition dont les principales grandeurs sont listées dans le table (3.13).

TABLE 3.13 – *Propriétés d'ignitions intrinsèques au balsa*

PARAMETRES	UNITES	VALEURS
Température d'ignition piloté, T_{ig}	$[°C]$	320.7±13
Flux minimun d'ignition piloté $\dot{q}''_{min}$	$[kW.m^{-2}]$	9,5 ± 0,76
Enthalpie de gazéification, Δh_g	$[kJ.kg^{-1}]$	541
Effusivité, b	$[(kW.m^{-2}.K^{-1}.s^{0.5}]$	0,18 ± 0,01
Paramètre de reponse thermique TRP	$[(kW.s^{0.5}m^{-2}]$	128,1±10,3

Ces paramètres dépendent dans une large mesure de certaines propriétés du matériau et des conditions d'essai notamment de la masse volumique, du degré d'hygrométrie, de la géométrie de l'échantillon, de la source d'ignition, de la durée d'exposition et de l'atmosphère ambiante. Il n'est donc pas inenvisageable d'obtenir des caractéristiques différentes compte tenu de l'hétérogénéité du matériau.

Lors de cette caractérisation expérimentale, il a été remarqué que le balsa était parfois sujet à un mode de combustion de type solide [Fig. (3.39)]. Cette tendance a été observée en particulier à de faibles niveaux d'irradiance proche du l'éclairement critique.
La combustion solide est une combustion lente de la phase solide (l'oxygène attaque directement la surface solide et non de la phase gazeuse) qui se caractérise par une incandescence locale due à la réaction directe entre le résidu solide et l'oxygène de

FIGURE 3.39 – *Dégradation du balsa par une combustion de type solide pour un éclairement énergétique proche du flux critique d'inflammation.*

l'air. Ce type de combustion est conditionné par la diffusion de l'oxygène de l'air vers le front de pyrolyse au niveau de la surface de la phase solide. Contrairement à la combustion couvante (*smouldering* en anglais) qui est auto-entretenue [Ohlemiller (1995)], la combustion solide requiert un apport énergétique. Naturellement le phénomène ne peut se maintenir et se propager sans la présence de cette source de chaleur.

La figure (3.39) illustre ce propos, montrant que le matériau ne s'est pas décomposé uniformément. La réponse thermique de l'éprouvette testée est donc fortement conditionnée par les masses volumiques des différents éléments le constituant. Cette observation a donc conduit à étudier l'influence de la masse volumique sur le comportement au feu du balsa.

Influence de la masse volumique apparente

Une plaque de balsa est un assemblage d'éléments de masses volumiques différentes collés les uns aux autres. Pour une masse volumique nominale $\overline{\rho}$ (par exemple 150 $kg.m^{-3}$), le fournisseur indique une étendue de plus ou moins 30 %.

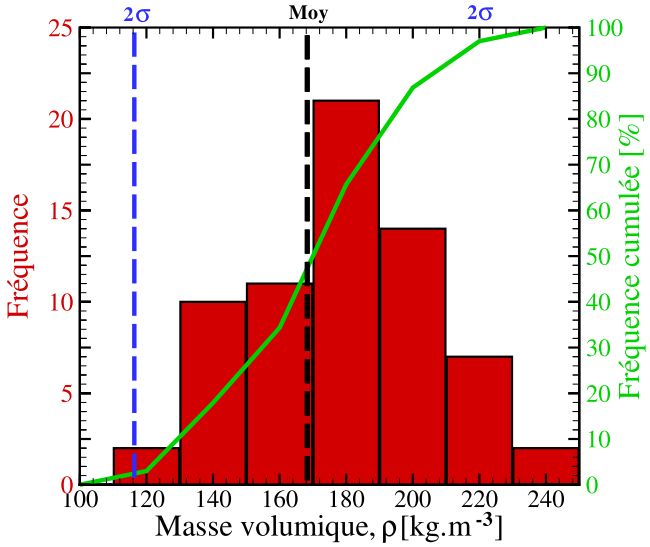


FIGURE 3.40 – *Dispersion de la masse volumique effective des éprouvettes lors des essais au cône calorimètre.*

Bien que la valeur indiquée de $\overline{\rho}$ par le fournisseur soit de 150 $kg.m^{-3}$, l'échantillonnage indique que la fréquence des éprouvettes suit une loi normale centrée sur 169

$kg.m^{-3}$ [figure (3.40)]. Notons que 95% des valeurs sont comprises sur l'intervalle $\overline{\rho} \pm 2\,\sigma$. Il s'ensuit une dispersion importante de masses volumiques apparentes, ce qui a nécessité de tester un grand nombre d'éprouvettes différentes afin d'évaluer le comportement au feu du balsa (l'épaisseur est dans le sens des fibres).

La figure 3.41 présente l'évolution des temps d'ignition en fonction de la masse volumique apparente de l'échantillon testé pour des flux proches du flux critique.

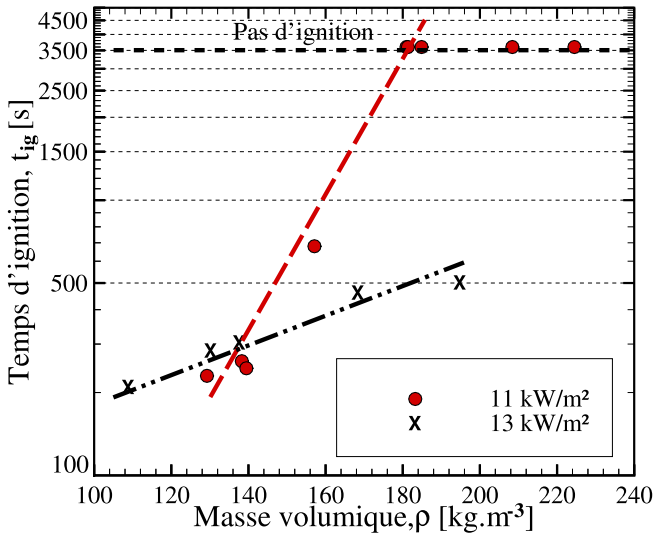


FIGURE 3.41 – *Evolution du temps d'ignition t_{ig} du balsa en fonction de la masse volumique de l'échantillon testé. (Echelle log.)*

Les résultats montrent globalement que le délai d'inflammation est proportionnel à la masse volumique. Les échantillons dotés d'une forte masse volumique mettent plus de temps à s'enflammer sous l'effet d'un flux thermique donné que les échantillons dont la masse volumique est moindre et qui s'enflammeront plus rapidement dans les mêmes conditions. Ce constat a également été observé à des niveaux d'irradiance plus élevés. Ce comportement est lié à l'effusivité de l'échantillon testé.

Pour les faibles niveaux d'irradiance proche du flux minimum d'ignition, la masse volumique influence l'occurrence d'inflammabilité. En portant l'attention sur les résultats à 11 $kW.m^{-2}$, il est possible d'affirmer qu'un échantillon dont la masse volumique apparente est supérieure à 175 $kg.m^{-3}$, a une faible probabilité d'ignition. Ces observations confirment que les paramètres d'ignitions dépendent des propriétés du matériau et plus particulièrement de la masse volumique, comme l'illustre la table (3.14).

TABLE 3.14 – *Propriétés d'ignition en fonction de la masse volumique du balsa.*

PARAMETRES	UNITES	VALEURS	
Masse volumique, ρ	$[kg.m^{-3}]$	<175	>175
Flux minimun d'ignition piloté $\dot{q}''_{min}$	$[kW.m^{-2}]$	9,5	12
Température d'ignition piloté, T_{ig}	$[°C]$	320,7	365,8

Par ailleurs, l'analyse a également démontré que l'intensité de l'énergie libéré, la durée de la combustion et le taux résiduel sont fortement conditionnés par la masse volumique [Tab. 3.15].

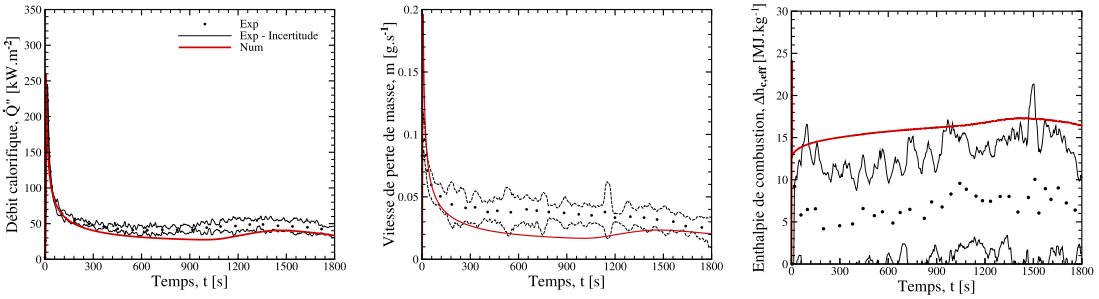
TABLE 3.15 – *Caractéristiques du balsa en fonction de la masse volumique à 50 $kW.m^{-2}$.*

ρ $[kg.m^{-3}]$	$\dot{Q}''_{max}$ $[kW.m^{-2}]$	THR $[MJ.m^{-2}]$	$\overline{\Delta h}_{c,eff}$ $[MJ.kg^{-1}]$	Résidu [%]
145	131,2	38	8,4	46
169	160	53	9	38
175	177	89	11,8	24
186	239	102	11,8	17

En se focalisant sur les résultats pour un flux à 50 $kW.m^{-2}$, les échantillons de faibles masses volumiques dégagent moins d'énergie (en intensité et en durée) et ont un taux résiduel plus important que les échantillons de masse volumique plus élevée. Ces caractéristiques sont liées entre-autre à la porosité du balsa. Le taux de porosité du matériau va avoir de l'influence sur son effusivité et donc sur son comportement au feu. Par exemple, des échantillons de faibles masses volumiques possédent un taux de porosité élevé et sont donc plus isolants. Ceux-ci vont s'enflammer plus rapidement que ceux dont la masse volumique est plus importante (et dont la porosité est moindre). Ces échantillons vont toutefois avoir tendance à favoriser la formation d'une couche carbonée hautement poreuse, réduisant la durée de la combustion et le taux de dégagement de chaleur.

3.2.5.2 Numérique

La présente section s'intéresse à prédire le comportement au feu du balsa [Marquis *et al.* (2010a)]. Le mécanisme réactionnel ainsi que les paramètres cinétiques optimisés par l'AG à l'échelle de la matière sont utilisés à l'échelle du matériau comme principales données d'entrée. Les propriétés [10] physico-chimiques et thermiques à différentes températures ont été évaluées au LNE sur les différents bancs métrologiques de référence. La combustion solide et la porosité ne sont pas prises en compte dans la modélisation. Enfin, l'échantillon est composé d'un seul bloque homogène, isotrope et de masse volumique apparente 169 $kg.m^{-3}$.



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.

b/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

c/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$.

FIGURE 3.42 – *Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du balsa pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$.*

La figure (3.42) permet de comparer les comportements numériques et expérimentaux du balsa via les taux de dégagement massiques et énergétiques obtenus pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$.

10. Les données sont confidentielles.

Les résultats montrent que le modèle reproduit de façon satisfaisante les principales tendances qualitatives observées expérimentalement. Même si la concordance n'est pas parfaite, les résultats sont encourageants. Après l'apparition de la couche de charbon, le taux de réaction augmente brusquement jusqu'à atteindre un maximum. L'épaisseur du résidu augmente régulièrement. Cette couche carbonée modifie le bilan d'énergie et réduit le taux de perte de masse. Après stabilisation, on perçoit notamment une légère élévation du dégagement de chaleur en fin de combustion. Cette élévation est, cette fois, beaucoup moins marquée que la première et résulte de l'oxydation du résidu.

Il faut tout d'abord noter les différences de niveaux d'intensité atteintes par les valeurs numériques. Au niveau du premier pic, les résultats sont tout à fait en accord avec les mesures expérimentales. Le code a ensuite tendance à sous-évaluer la vitesse de perte de masse. Plusieurs facteurs expliquent ces écarts. Ceux-ci sont liés au modèle de pyrolyse utilisé et aux hypothèses du code FDS, en particulier à l'impossibilité de simuler numériquement des réactions thermo-oxydatives au niveau de la phase solide. Les résultats peuvent laisser penser en sus que les propriétés thermiques et les paramètres cinétiques utilisés ne sont pas adaptés pour cet échantillon. En effet l'ensemble des mesures physico-chimiques et thermiques n'a pas été réalisé pour des échantillons de masse volumique [11] de 169 $kg.m^{-3}$, ce qui peut induire un biais. Malheureusement, il paraît difficile de pousser plus loin l'analyse physique de l'ensemble de l'échantillonnage. Enfin, le caractère fortement hétérogène du matériau peut contribuer à expliquer cette différence entre les courbes, les résultats pouvant varier fortement d'une expérience à l'autre.

Pour ces raisons, il n'est donc pas réaliste de s'attendre à trouver un modèle qui corresponde parfaitement aux données expérimentales. La validation qualitative du code sur la première tendance n'en est pas moins encourageante car le modèle utilisé permet de prédire le comportement au feu d'un matériau aussi complexe que le balsa.

3.2.6 Sandwich composite

3.2.6.1 Expérimental

Observation

La réaction au feu du sandwich composite stratifié/balsa/stratifié est régi d'une part par l'environnement ambiant (flux incident, teneur en oxygène...) et d'autre part les processus de dégradation, les propriétés thermiques des éléments le constituant et les interactions entre ceux-ci.

Lorsque le sandwich est exposé à l'éclairement énergétique d'un cône calorimètre, on observe, tout d'abord, des tendances similaires aux stratifiés polyester/verre. L'échauffement du solide conduit à une dilatation du matériau suivie d'un délaminage des strates [Grenier (1998)]. Ce défaut provoque la formation d'une interface entre les plis qui augmente de façon significative la résistance thermique du sandwich, ralentissant la vitesse de décomposition [Ohlemiller et Shield (1993)].

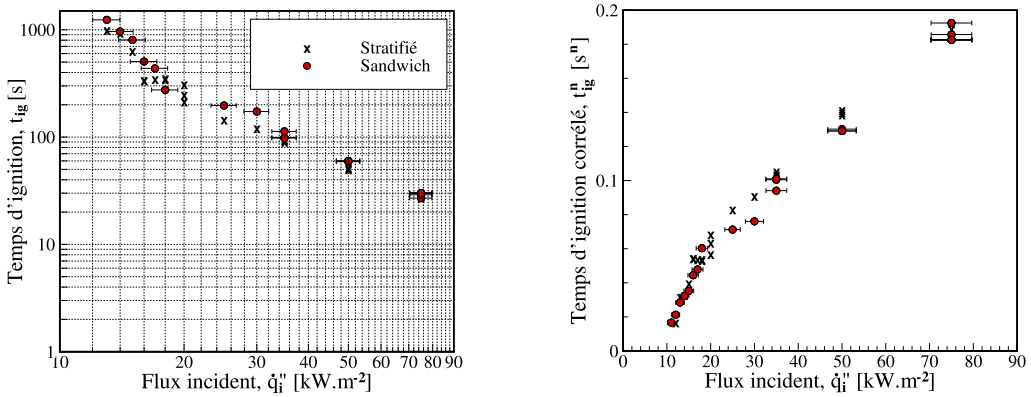
Après quelques secondes d'exposition, la gazéification de la matrice polyester s'amorce. Un front de pyrolyse couplé au flux de chaleur se déplacent de la surface vers le coeur de la structure. Selon la perméabilité du matériau, les gaz de pyrolyse

11. Rappelons le, la masse volumique apparente indiquée par le fournisseur était de 150 $kg.m^{-3}$. Or l'échantillonnage indique qua la fréquence des éprouvettes est de 169 $kg.m^{-3}$.

s'échappent librement vers la surface, ou créent une surpression locale significative pouvant diminuer la cinétique chimique de la pyrolyse, ou modifier la conductivité thermique effective. La vitesse de décomposition va être accentuée par la présence du matériau d'âme, augmentant de façon significative la résistance thermique du solide.

Inflammation et paramètres énergétiques

Les résultats d'inflammation obtenus au cône calorimètre sur le sandwich tendent vers ceux obtenus pour le composite polyester-verre, comme le reporte la figure (3.43). Ces tendances peuvent s'expliquer car les propriétés du balsa sont très proches de la laine de silice utilisée. Le report des t_{ig} montre des similitudes entre le sandwich



a/Temps d'ignition t_{ig} (Echelle log-log).

b/Temps d'ignition corrélé t_{ig}^n (avec $n = -0,5$).

FIGURE 3.43 – *Comparaisons des temps d'ignition du sandwich et du stratifié en fonction de l'éclairement énergétique* $\dot{q}_i''$.

et le stratifié. Dans les deux cas, le temps d'ignition de la résine va dépendre des propriétés thermiques du matériau constituant la couche sous-jacente, i.e. le balsa dans le cas du sandwich et de la laine de silice dans le cas du stratifié. Dans le cas du sandwich, la dispersion de la masse volumique apparente du balsa peut avoir des répercutions importantes sur l'ignition et le processus de dégradation du parement composite, en favorisant localement l'apparition de flammes par exemple.

Là encore, les propriétés d'ignition ont été extrapolées de la serie de mesure à différents flux. Les valeurs présentées dans la table (3.16) sont comparées aux données de Grenier (1998) et résultats obtenus pour le stratifié polyester/verre.

TABLE 3.16 – *Propriétés d'ignitions intrinsèques au sandwich composite. Les résultats sont comparés au stratifié ainsi qu'au sandwich de Grenier (1998).*

PARAMETRES	UNITES	STRATIFIE	SANDWICH	
		Valeurs	Valeurs	Grenier (1998)
Température d'ignition piloté, T_{ig}	$[°C]$	371 ± 19	355 ± 13	376
Flux minimun d'ignition piloté $\dot{q}''_{min}$	$[kW.m^{-2}]$	12,5 ± 1,3	11,5 ± 0,5	13,5
Enthalpie de gazéification, Δh_g	$[MJ.kg^{-1}]$	2,58 ± 0,69	1,07 ± 0,8	6,8
Effusivité, b	$[(kW.m^{-2}.K^{-1}.s^{0.5}]$	1,65 ± 1,18	1,31 ± 0,4	0,86
Paramètre de reponse thermique TRP	$[(kW.s^{0.5}m^{-2}]$	450 ± 49	274,25 ± 25,31	308

Une comparaison des propriétés d'ignition entre notre sandwich et celui de Grenier (1998) est difficile car les caractéristiques de la résine utilisée dans le sandwich,

citées, sont différentes. L'architecture et l'orientation de fibres peuvent en outre modifier la diffusivité thermique du matériau, ce qui peut également expliquer les écarts. Enfin, les propriétés d'ignition du sandwich dépendent fortement des propriétés thermiques du stratifié et plus particulièrement de la résine utilisée.

La comparaison entre les résultats du stratifié et le sandwich dans la table (3.16) rend compte de l'influence de la couche sous-jacente, i.e. le balsa dans le cas du sandwich et de la laine de silice dans le cas du stratifié. En particulier l'enthalpie de gazéification montrent globalement qu'il faut fournir plus d'énergie au stratifié seul pour l'enflammer. L'effusivité conduit au même constat. En d'autre terme, le balsa favorise l'échauffement et l'ignition du stratifié par rapport à la laine de silice.

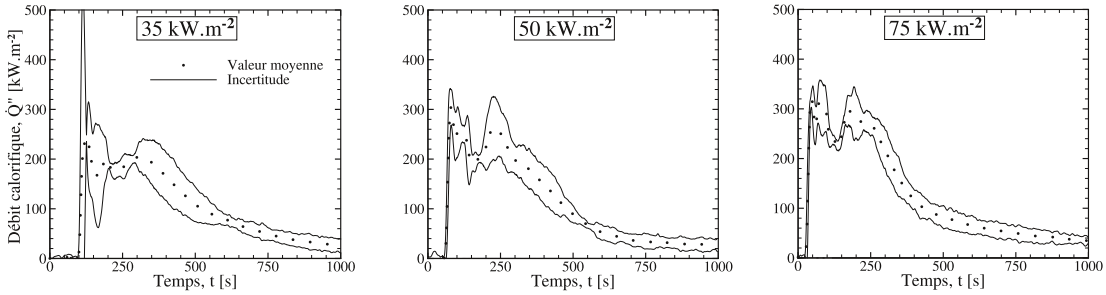
Bilan d'énergie et de masse

Les résultats expérimentaux à 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$ sont présentés sur les graphes de la figure (3.44). Les essais ont été réalisés sur des échantillons de masses assez proches (à 10 g près) pour comparer les données.

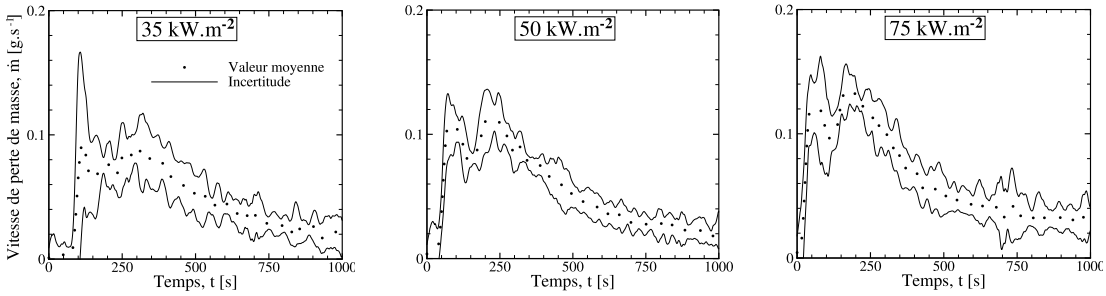
Considérons les courbes à 50 $kW.m^{-2}$ de la figure (3.44). Lorsque la température du matériau est supérieure à la température de décomposition, une réaction exothermique irréversible s'amorce. Cette période est suivie d'une brusque augmentation du débit calorifique, résultant de l'inflammation de la pellicule de surface riche en résine. Le taux de dégagement de chaleur augmente jusqu'à atteindre un maximum. Après ce premier pic, le $\dot{Q}$ diminue rapidement dans le temps. Cette décroissance est due au ralentissement de la décomposition du composite, liée à la formation d'une barrière carbonée qui limite considérablement l'impact du flux de chaleur externe. Qui plus est, les fibres reduisent la surface de pyrolyse disponible. Le taux de perte de masse continue à diminuer jusqu'à ce que la résine du parement soit totalement pyrolysée ($t \sim 175\ s$). A ce stade, il ne reste plus, en surface, qu'une phase décomposée (fibre/gaz) qui protège le matériau d'âme de l'éclairement externe. L'échauffement du balsa génère un retour thermique qui amplifie la gazéification de la résine absorbée. Il en résulte un second pic beaucoup plus large que le premier. L'épuisement en résine conduit ensuite à une diminution du $\dot{Q}$. La réaction au feu du sandwich semble donc dictée par la quantité de résine infusée lors de la mise en oeuvre. Dès lors que celle-ci est intégralement consumée, le balsa va avoir tendance à contenir la combustion, contribuant peu aux dégagements calorifiques et fumigènes du sandwich.

Bien qu'il soit tentant de penser que l'énergie dégagée par unité de combustible brûlée soit constante jusqu'à ce que le polyester soit totalement dégradé, les tendances montrent une régression linéaire de ce paramètre au cours du temps. Les valeurs de $\Delta h_{c,eff}$ tendent progressivement vers celles du balsa.

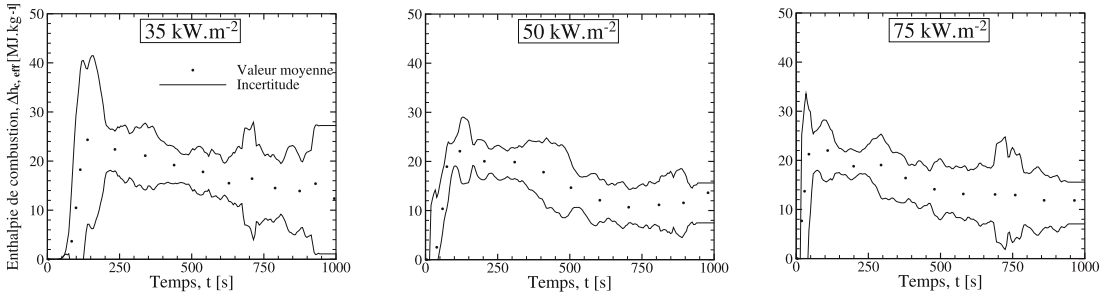
La table (3.17) résume les principaux résultats des essais au cône calorimètre pour le sandwich. Les valeurs présentées sont moyennées sur trois essais avec leurs écarts types. L'augmentation de l'éclairement en surface conduit à une intensification du dégagement énergétique, à savoir de $\overline{\dot{Q}''}$, de $\dot{Q}''_{max}$ et de THR. Cette amplification de $\dot{m}$ réduit la durée de combustion car la résine pyrolyse plus rapidement. Dans le même temps, le taux de résidu ξ diminue à mesure que le flux augmente, car le résidu du balsa s'oxyde d'avantage.



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à 35 $kW.m^{-2}$. *b/* Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à 50 $kW.m^{-2}$. *c/* Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à 75 $kW.m^{-2}$.



d/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à 35 $kW.m^{-2}$. *e/* Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à 50 $kW.m^{-2}$. *f/* Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à 75 $kW.m^{-2}$.



g/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $kJ.kg^{-1}$ à 35 $kW.m^{-2}$. *h/* Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $kJ.kg^{-1}$ à 50 $kW.m^{-2}$. *i/* Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à 75 $kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.44 – *Bilans énergétiques et massiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

TABLE 3.17 – *Caractéristiques énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

PARAMETRES	**UNITES**	**VALEURS**		
$\dot{\mathbf{q}}''_{\mathbf{i}}$	$[kW.m^{-2}]$	**75**	**50**	**35**
$\mathbf{m}$	$[g]$	90 ± 2,6	95,7 ± 0,7	101,9 ± 2,8
$\mathbf{t_{ig}}$	[s]	29 ± 2	60 ± 1	103 ± 3
$\dot{\mathbf{Q}}''$	$[kW.m^{-2}]$	64,9± 2,9	55,6 ± 5,2	49,1 ± 1.2
$\dot{\mathbf{Q}}''_{\mathbf{max}}$	$[kW.m^{-2}]$	320 ± 9,25	305,8 ± 17,6	301,5 ± 20.5
$\mathbf{THR}$	$[MJ.m^{-2}]$	160,5 ± 7,1	135,2 ± 12,3	117,6 ±2,7
$\dot{\mathbf{m}}_{\mathbf{max}}$	$[g.s^{-1}]$	0,428 ± 0,08	0,252 ± 0,158	0,282 ± 0,083
$\Delta\mathbf{h_{c,eff}}$	$[MJ.kg^1]$	15,7 ± 0,5	16,1 ± 1,31	16,4 ± 0,2
$\mathbf{Y_{CO}}$	$[kg.kg^{-1}]$	0,051 ±0,001	0,0463 ± 0,001	0,041 ± 0,001
$\mathbf{Y_{CO_2}}$	$[kg.kg^{-1}]$	1,86 ± 0,08	2,11 ± 0,08	2,34 ± 0,08
ζ	[%]	59 ± 1	65 ± 2	72 ± 1

Influence du flux sur le dégagement d'espèce

L'influence du niveau d'irradiance sur la production d'espèces gazeuses a été analysée pour des flux de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$ [Fig. 3.45]. Ces cinétiques sont obtenues avec des échantillons de masses identiques et pour un débit nominal de 24 $l.min^{-1}$ dans la conduite d'évacuation. La cinétique de la production d'espèces gazeuses dépend bien évidemment du taux de perte de masse et directement de l'éclairement énergétique en surface. C'est pour accentuer ce comportement que le graphe présente l'évolution des concentrations en gaz en fonction du taux de perte de masse.

Lors de la combustion du sandwich, on retrouve majoritairement trois espèces à savoir CO_2, CO, H_2O auxquelles il faut ajouter des gaz dans des quantités moindres ($<$ 10 ppm) : CH_4, NO et $HCOH$. Les valeurs maximales des premières espèces CO_2, CO, H_2O apparaissent en début d'essai lors de la dégradation du polyester. Les gaz (CH_4, NO et $HCOH$), qui figurent principalement en fin de combustion (au-delà de 250s environ), seraient le résultat de réactions hétérogènes des produits de combustion du balsa. Compte tenu de leurs faibles proportions et des limites de détection de l'IRTF, une certaine prudence est donc requise quant à ces dernières espèces. Néanmoins, celles-ci sont similaires aux produits de combustion du balsa observés au CC-IRTF [Annexe (A.5)] et au FT-IRTF [Chap. (3.1.2.2)] mais dans des proportions moindres, ce qui laisse à penser que leur présence est justifiable.

Paradoxalement, à l'échelle du cône, on ne détecte pas d'acide chlorhydrique (HCl). Cette différence peut s'expliquer par le fait que les processus mis en jeu au four tubulaire [12] et au cône calorimètre sont différents. L'éclairement énergétique et les conditions de ventilation s'en trouvent également modifiés. Enfin, compte tenu de la complexité du spectre, il est très difficile de discerner la présence de cette espèce spécifique à faible concentration car le taux de dilution est important.

Outre cela, il est possible de distinguer que l'oxydation du sandwich génère l'apparition d'un nouveau produit gazeux : l'éthylène C_2H_4.

Dans la mesure où cet attrait fait l'objet d'une analyse à différentes échelles dans la suite de ce mémoire, les taux de production totaux des espèces gazeuses du sandwich, moyennés sur 3 essais, sont consignés dans la table (3.18).

TABLE 3.18 – *Taux de production des espèces gazeuses du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

PARAMETRES	UNITES	VALEURS		
$\dot{q}_i''$	$[kW.m^{-2}]$	**75**	**50**	**35**
ξ	[%]	59	65	72
Y_{CO}	$[mg.g^{-1}]$	51,8 $\pm$ 1,59	46,3 $\pm$ 1,2	41,3 $\pm$ 1,2
Y_{CO_2}	$[mg.g^{-1}]$	1860,2 $\pm$ 84,3	2115,0 $\pm$ 86	2345,7 $\pm$ 83,8
Y_{CH_4}	$[mg.g^{-1}]$	3,2 $\pm$ 0,16	2,1 $\pm$ 0,1	1,2 $\pm$ 0,1
$Y_{C_2H_4}$	$[mg.g^{-1}]$	2,3 $\pm$ 0,1	2,1 $\pm$ 0,1	2,1 $\pm$ 0,2
Y_{HCOH}	$[mg.g^{-1}]$	2,8 $\pm$ 0,1	4,1 $\pm$ 0,1	7,6 $\pm$ 0,4
Y_{NO}	$[mg.g^{-1}]$	1,7 $\pm$ 0,1	0,7 $\pm$ 0,1	0,3 $\pm$ 0,1
Y_{CO}/Y_{CO_2}		0,027	0,021	0,017

12. Bien que les essais aient été réalisés sur les éléments organiques constituants le sandwich et non sur le sandwich.

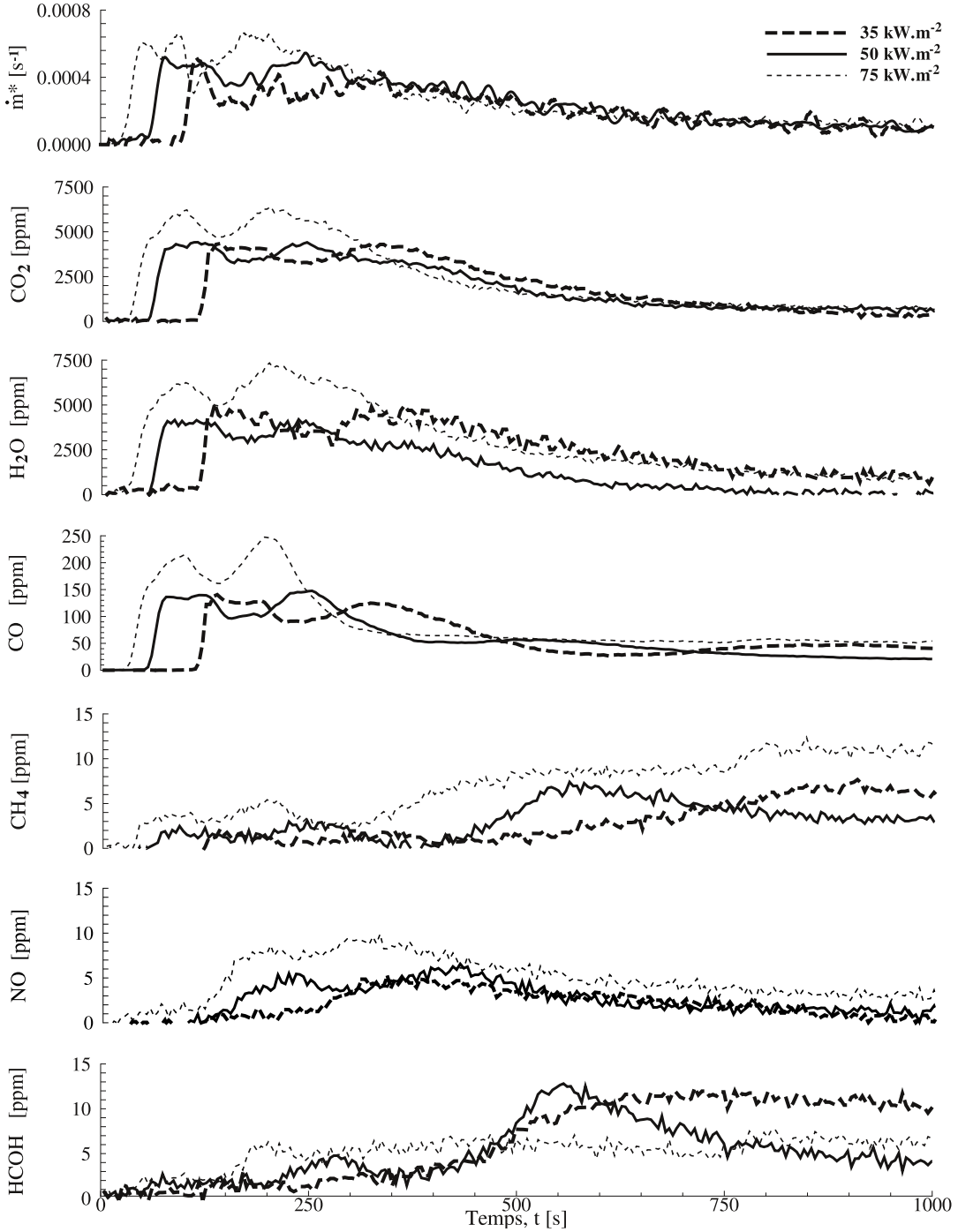


FIGURE 3.45 – *Cinétiques quantitatives des produits gazeux de dégradation du sandwich pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 kW.m^{-2}.*

La table met en avant que le taux de production par unité de masse consumée est fonction de l'irradiance en surface. Des comportements linéaires semblent effectivement se dégager. L'augmentation du flux incident conduit globalement à une accroissement de la production en CO, CH_4, C_2H_4, NO ainsi que du ratio $\frac{Y_{CO}}{Y_{CO_2}}$. A l'inverse, le $HCOH$, le CO_2, et le taux de résidu ξ ne présentent pas la même tendance.

Influence de la concentration d'oxygène sur le taux de production d'espèces

Les mesures ont été réalisées sur le cône calorimètre équipé d'une atmosphère contrôlée au LNE. Ce banc d'essai permet de mesurer les taux de dégagement (massique, énergétique, et d'espèce) dans une atmosphère dont le taux d'oxygène est contrôlé, permettant ainsi de recueillir des renseignements précieux sur le comportement du matériau en atmosphère viciée par exemple.

Les émissions des gaz ont été analysées à partir d'un IRTF en faisant varier la teneur en oxygène (0, 0.05, 0.10, 0.15 et 0.2075 $m^3.m^{-3}$) pour un niveau d'éclairement de 50 $kW.m^{-2}$ [Tab. 3.19]. Cette analyse est menée dans l'optique de quantifier les taux de productions des espèces chimiques émis en conditions dites "bien ventilées" puis "sous ventilées". Il est possible de trouver les cinétiques de dégagement en annexe (A.5).

TABLE 3.19 – *Taux de production des espèces gazeuses en fonction de la teneur en dioxygène Y_{O_2} pour un éclairement énergétique de 50 kW.m^{-2} au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée.*

	UNITES	**VALEURS**				
$\mathbf{Y_{O_2}}$	$[m^3.m^{-3}]$	**0**	**0,05**	**0,10**	**0,15**	**0,2075**
$\mathbf{Y_{CO}}$	$[mg.g^{-1}]$	18,0 ± 0,9	29,9 ±1,4	35,8 ± 1,7	42,8 ± 2,1	46,3 ± 3,1
$\mathbf{Y_{CO_2}}$	$[mg.g^{-1}]$	509,4 ± 25,47	512,8 ± 25,6	626,2 ± 31,3	1403,8 ± 70,3	2110,0 ± 86,0
$\mathbf{Y_{CH_4}}$	$[mg.g^{-1}]$	4,5 ± 0,2	6,1 ± 0,3	5,4 ± 0,3	3,2 ± 0,2	2,1 ± 0,1
$\mathbf{Y_{C_2H_4}}$	$[mg.g^{-1}]$	1,5 ± 0,1	1,8 ± 0,1	1,9 ± 0,1	2 ± 0,1	2,1 ± 0,1
$\mathbf{Y_{HCOH}}$	$[mg.g^{-1}]$	23,3 ± 1,1	20,8 ± 1,0	19,7 ± 0,9	8,4 ± 0,4	4,1 ± 0,2
$\mathbf{Y_{NO}}$	$[mg.g^{-1}]$	-	-	-	0,4	0,7
ξ	[%]	70 ± 1	69± 1	70 ± 1	70 ± 1	65 ± 1
$\dot{\mathbf{m}}_{\mathbf{max}}$	$[g.s^{-1}]$	0,070	0,072	0,078	0,095	0,12

Les premières tendances qui se dégagent de la figure (3.46) sont que la variation de la concentration d'oxygène influence énormément les produits de combustion. De façon générale, les processus de dégradation se ralentissent lorsque la teneur en oxygène diminue [Guillaume et Chivas (2008)].

En phase gazeuse, la combustion est incomplète. Ce mode de décomposition génère la formation de monoxyde de carbone. A mesure que la teneur en dioxygène diminue, toute oxydation devient impossible et le formation de CO tend à diminuer. Que ce soit pour le CO_2 et le NO, l'influence de la concentration de O_2 se fait ressentir par une diminution des taux de production. A l'inverse, cet appauvrissement en O_2 se traduit par une augmentation d'imbrulés à savoir : le méthane, l'éthylène et le formaldéhyde. Ces tendances sont similaires avec les observations réalisées au four tubulaire pour le polyester.

La teneur limite en oxygène dépend du mode d'ignition, ou du flux incident. Dans la mesure ou ce dernier attrait ne peut être utilisé dans les modélisations, cette

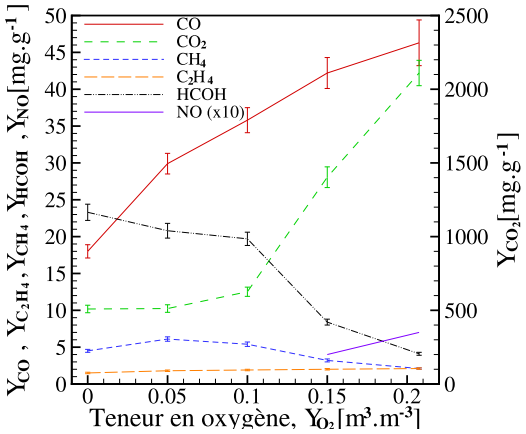


FIGURE 3.46 – *Influence de la teneur en oxygène Y_{O_2} sur les taux de production des espèces gazeuses pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée.*

valeur critique n'a pas fait l'objet d'une exploration plus poussée dans le cas de cette thèse. L'analyse des résultats se révèle suffisamment riche en enseignements pour que ce mémoire réduise la synthèse aux seuls résultats présentés ici. Pour définir ce seuil critique, il aurait fallu pour cela effectuer davantage de mesure entre 0,10 et 0,15 $m^3.m^{-3}$ d'oxygène.

Cela étant, l'influence de la teneur en oxygène sur la dégradation de la phase solide a été étudiée à différent flux (20, 35 et 50 $kW.m^2$) sans pilote [Fig. (3.47.a)]

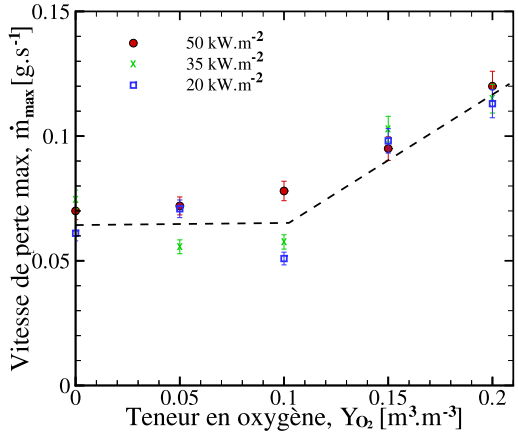
On remarque tout d'abord que la cinétique de dégradation dépend énormément de la concentration d'oxygène. Le processus de combustion est naturellement maximal à la teneur ambiante d'oxygène. Le ralentissement de la combustion $\dot{m}_{max}$ par la diminution de la fraction massique d'oxygène se traduit en premier lieu par une simple diminution des processus de diffusion au sein de la phase solide. La vitesse de perte de masse maximale régresse de façon linéaire juqu'à une teneur en oxygène proche de 0,1 $m^3.m^{-3}$. On observe la même tendance pour le taux de production du CO_2 [Fig. (3.47.b)] et le CO [Fig. (3.47.c)]. Ces résultats induisent que les mécanismes de décomposition et de production d'espèces sont altérés à mesure que Y_{O_2} diminue. En somme, cette observation met en avant que les cinétiques de pertes de masse et de production d'espèces dépendent de la teneur en oxygène et du flux incident. Les mêmes tendances avaient été observées à l'échelle de la matière.

En deçà de 0,1 $m^3.m^{-3}$ d'oxygène, les cinétiques de dégradation et de production d'espèces sont réduites de moitié par rapport à la teneur ambiante. La diminution de Y_{O_2} n'altère pas les cinétiques de dégradation. En dessous de cette concentration volumique d'oxygène, le processus de décomposition est purement de type thermolyse.

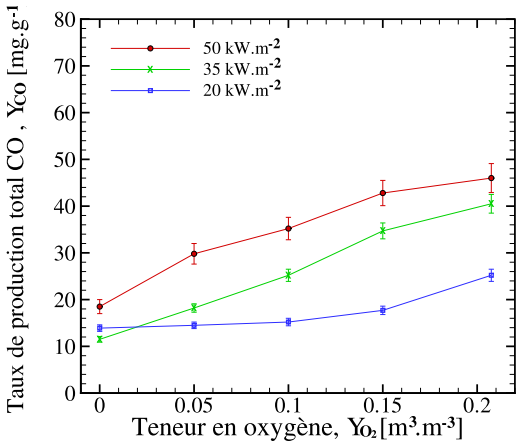
3.2.6.2 Simulation numérique de la décomposition thermique du sandwich

Bilan énergétique et massique

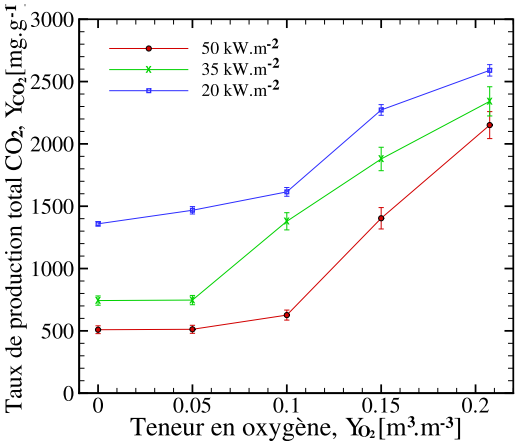
Comme énoncé précédemment, la modélisation du comportement au feu d'un matériau sandwich exige la connaissance des mécanismes impliqués dans la décom-



a/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en fonction de la teneur en oxygène Y_{O_2} pour différents flux incident (20, 35 et 50 $kW.m^2$)



b/ Taux de production de CO_2 Y_{CO_2} en fonction de la teneur en oxygène Y_{O_2} pour différents flux incident (20, 35 et 50 $kW.m^2$)



c/ Taux de production de CO_2 Y_{CO_2} en fonction de la teneur en oxygène Y_{O_2} pour différents flux incident (20, 35 et 50 $kW.m^2$)

FIGURE 3.47 – *Influence de la teneur en oxygène sur la dégradation thermique du sandwich composite au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée.*

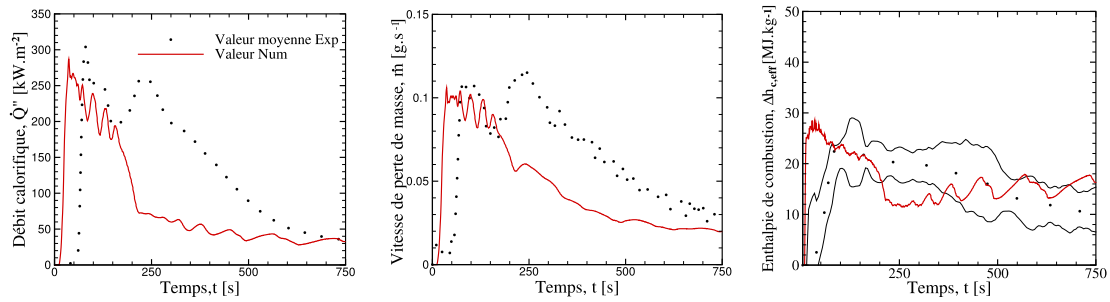
position des éléments le constituant. Les chapitres précédents ont démontré la faculté et les limites du code à prédire le comportement au feu de matériaux complexes.

On s'intéresse à présent à modéliser la réponse thermique d'un sandwich composite à un éclairement énergétique en surface. A notre connaissance très peu d'études ont été réalisées sur le sujet. On peut citer les travaux de Galgano *et al.* (2009) qui ont travaillé sur un sandwich polyester-verre/vermiculite/polyester-verre. Ces auteurs ont tenté de simuler analytiquement la réponse thermique sans avoir recours à un code de simulation.

Toutes les propriétés physiques des éléments ont été déterminées. La réaction globale de combustion est obtenue en faisant l'hypothèse que le polyester contribue majoritairement à la production des espèces chimiques. D'après nos essai, la quantité d'énergie libérée par unité d'oxygène consommée est égale à 13,9 $MJ.kg^{-1}$. La fraction massique d'énergie chimique émise sous forme radiative est égale à 35%. L'équation chimique globale utilisée pour la simulation numérique est celle précédemment définie pour la polyester. Cette hypothèse est discutée plus loin.

Dans l'approche classique, le sandwich composite est constitué de deux parements en stratifié polyester/verre et d'une âme en balsa. Dans le calcul, une certaine quantité de résine est absorbée par le balsa au cours de la mise en oeuvre. Les propriétés physiques et thermiques de cet élément "composite" en balsa/polyester n'ont pas fait l'objet d'une évaluation.

La figure (3.48) compare les dégagements énergétiques et la vitesse de perte de masse obtenus numériquement avec les mesures correspondantes pour un éclairement de 50 $kW.m^{-2}$.



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$.

b/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$.

c/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$.

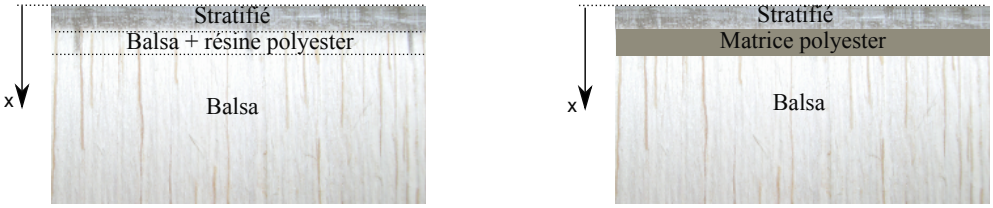
FIGURE 3.48 – *Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$*

Les résultats mettent en évidence que le modèle ne reproduit pas fidèlement la forme des courbes observées expérimentalement. Le dégagement énergétique en seconde partie de combustion (t =250 s) n'est pas reproduit. Après le pic initial, le taux de dégagement de chaleur décroît rapidement. Seule la résine de polyester du stratifié se décompose. La contribution du matériau d'âme est relativement faible ; sa contribution énergétique est observée à partir de 250 secondes. Une analyse de sensibilité a par ailleurs démontré que l'augmentation de la quantité de résine dans le balsa ne permettait pas de reproduire ce second pic.

C'est en examinant de façon plus approfondie l'échantillon, qu'il a été décelé qu'une grande quantité de résine infusée était absorbée au sein de l'âme [Fig. (3.49.a)]. Ces observations ont conduit à envisager, qu'au cours de l'échauffement de l'âme, la résine se décompose et migre par capillarité au travers du parement

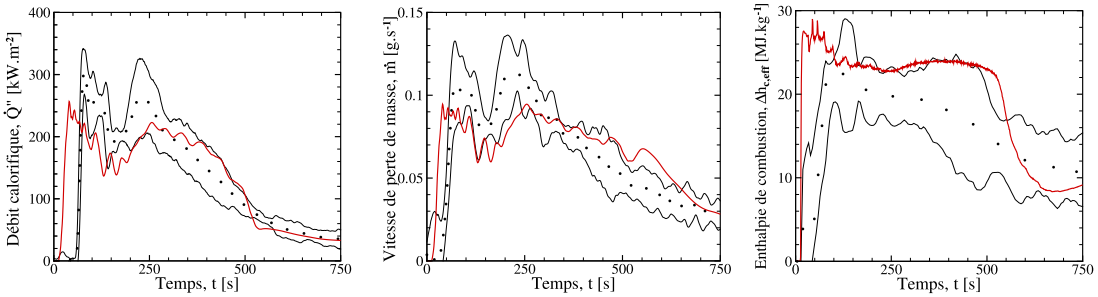
décomposé. Cette quantité de polyester absorbée contribue alors majoritairement au dégagement énergétique engendrant ce second pic ainsi observé [Fig. (3.48.a)]. Une fois la résine totalement dégradée, la vitesse de réaction décroit. Le balsa a quant à lui tendance à contenir la combustion en carbonisant.

C'est à partir de ces observations qu'il a été décidé de modifier la structure du sandwich et d'intégrer une fine couche de résine entre le parement stratifié et l'âme en balsa, comme le reporte la figure (3.49.b). Cette épaisseur, qui caractérise l'interaction entre le stratifié et le balsa, a été définie en connaissant la quantité de résine infusée. Elle est évaluée à $1,5\,mm$ dans le cas du sandwich étudié. Le matériau sandwich est alors constitué de 5 couches à savoir de deux parements en stratifié, deux couches de résine polyester et d'un matériau d'âme.



a/Matériau de base. *b*/Matériau modifié.

FIGURE 3.49 – *Solution adoptée pour simuler le comportement au feu du sandwich composite.*



a/Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à $50\,kW.m^{-2}$. *b*/Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $50\,kW.m^{-2}$. *c*/Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à $50\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.50 – *Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du sandwich composite modifié.*

Les graphes (3.50.a) et (3.50.b) confirment le bien-fondé de ces observations. Ces résultats induisent que le second pic énergétique résulte, selon toute vraisemblance, de la décomposition de la résine absorbée par le matériau d'âme. Une analyse de sensibilité a démontré que l'augmentation de l'épaisseur de la couche de réside amplifiait la durée de la combustion du second pic et inversement. Il semble donc que l'épaisseur définie soit bien adaptée dans le cas du sandwich étudié. Le balsa réduit quant à lui le taux de décomposition. Pour corroborer cette assertion, une simulation a été réalisée en définissant l'âme comme un matériau inerte pour évaluer quelle était réellement son influence sur le comportement au feu du sandwich. Les résultats ne sont pas présentés ici. Toutefois, ils ont mis clairement en évidence que le balsa contribuait uniquement à l'échauffement des deux couches adjacentes et au dégagement d'énergétique en fin de combustion (au-delà de 520 *s*).

Le graphe (3.50.b) révèle une tendance similaire aux précédentes validations du stratifié et du balsa : le modèle sous-évalue légèrement le taux de dégagement massique. Cet écart est lié aux erreurs de simulations citées précédemment et aux

hypothèses adoptées dans le chapitre (3.2.2.3). Globalement, ce biais provient en partie de la sous-estimation du taux d'oxydation du charbon de la matrice polyester et du caractère très hétérogène de l'âme. La durée de combustion est quant à elle intimement liée à la quantité de résine prédéfinie.

Enfin, le graphe (3.50.c) illustre bien l'écart entre les mesures et les prédictions en comparant les chaleurs de combustion. Il semble que les valeurs utilisées dans le code soit légèrement surévaluées. Au cours du temps, une régression linéaire de l'enthalpie apparaît : la valeur initiale du polyester régresse linéairement vers celle du balsa. L'écart observé entre 250 et 520 secondes est lié à la définition de la couche de résine entre le parement stratifié et l'âme. Au bout de 520 secondes, lorsque la résine est totalement dégradée, la chaleur de combustion décroît brusquement, convergeant vers la valeur du balsa. Cette tendance reste en accord avec la mesure.

L'écart sur le bilan d'énergie a été quantifié au moyen de l'analyse fonctionnelle décrite en Annexe (A.1). Les résultats sont résumés dans la table (3.20).

TABLE 3.20 – *Analyse fonctionnelle du bilan d'énergie du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$.*

	NORME EUCLIDIENNE	**NORME HYBRIDE**
ϵ (%)	3,4	3,4
$cos\,\theta$	0,923	0,911

On rappelle que le cosinus de l'angle entre les vecteurs formés des courbes expérimentales et numériques est représentatif de la colinéarité des vecteurs, c'est-à-dire de la concordance morphologique des courbes. Plus sa valeur est proche de 1, meilleure est la concordance morphologique entre les courbes représentées par les vecteurs.

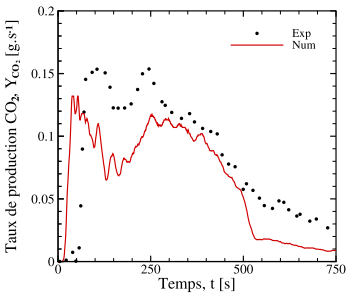
Dans le cas présent, la valeur du cosinus de l'angle de la norme hybride montrent globalement un faible éloignement en forme (cosinus de l'angle proche de un). La norme euclidienne traduit, quant à elle, un déphasage réduit (cosinus de l'angle proche de l'unité) et montre un désaccord entres les vecteurs de l'ordre de 3,4 %. En somme, ces résultats s'avèrent satisfaisants compte tenu des incertitudes expérimentales et numériques.

Bilan d'espèces

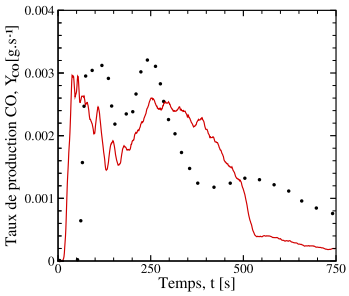
La faculté du code à prédire les bilans d'espèces a également été évaluée pour un éclairement énergétique de $50kW.m^{-2}$. L'objectif de cette partie de l'étude est de simuler les principaux gaz observés expérimentalement et mentionnés précédemment à savoir : CO, CO_2, H_2O, O_2, et suies. Cette validation est nécessaire car de ces espèces vont dépendre la puissance radiative émise par les fumées et le dégagement énergétique pour l'oxygène.

Un ensemble de simulations a été opéré en modélisant la combustion par la réaction chimique globale du polyester. Cette hypothèse traduit ainsi l'idée que les gaz sont majoritairement issus du polyester, ce qui peut être justifiée en regard des observations précédentes. Cette approche induit également que la combustion du balsa est idéalisée par cette réaction. Il ne faudra donc pas s'étonner d'avoir des écarts en fin de

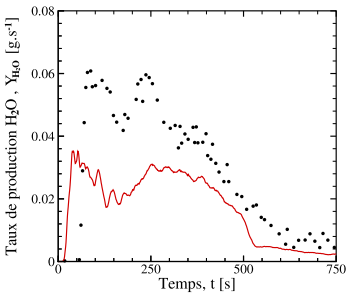
combustion lorsque ce matériau d'âme contribue majoritairement au débit fumigène.



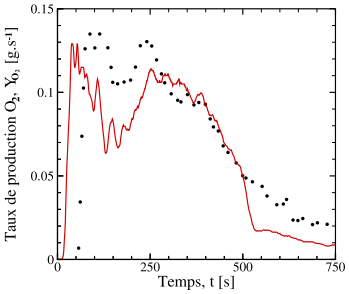
a/ Taux de production de CO_2.



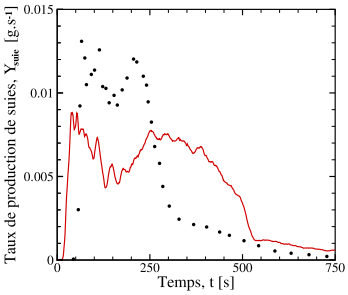
b/ Taux de production de CO.



c/ Taux de production de H_2O.



d/ Taux de consommation de O_2.



e/ Taux de production de suies.

FIGURE 3.51 – *Comparaison des bilans d'espèces lors de la combustion du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 kW.m^{-2}*

Les graphes (3.51) soulèvent les principales difficultés inhérentes à la modélisation des taux de productions de principales espèces. Globalement, la composition élémentaire du polyester permet de prédire de manière assez correcte les cinétiques de dégagement et les principaux gaz.

Le code sous-évalue légèrement le taux de production du CO_2 et de consommation du O_2. En revanche, il connait des difficultés pour prédire le CO, H_2O et les suies. Plusieurs facteurs expliquent l'écart entre ces résultats.

Tout d'abord, l'erreur provient bien évidemment du fait qu'il n'y ait qu'une composition de fuel dans le code et qu'on ait choisi celle du polyester. Ceci peut expliquer le biais commis en fin en combustion où les gaz sont majoritairement liés à la dégradation du balsa. L'approche utilisée dans le code pose alors des problèmes dans le cas d'un sandwich multi-combustible.

D'autre part, le code modélise la production des suies de manière très simple au travers d'un taux de formation proportionnel à la consommation de combustible, facteur tout à fait arbitraire. Ceci revient à supposer que les suies sont produites au sein de la flamme et sont transportées en même temps que les produits de combustion. En d'autres termes, la quantité de suies numérique présentée est directement reliée au taux de pyrolyse. Le monoxyde de carbone est modélisé de façon analogue. Ces deux grandeurs sont définies au travers d'un taux fixe de production déduit d'expériences au cône calorimètre. Il semble que les valeurs mesurées, utilisées comme données d'entrée ne soient pas adaptées à nos simulations. D'ores et déjà, on peut ici affirmer que la modélisation du CO et des suies induit nécessairement un calage

à plus grande échelle afin de vérifier que ce taux fixe de production spécifié à petite échelle soit susceptible de prédire les taux de productions de ces deux espèces. En effet, ce taux dépend de la géométrie, l'orientation, et de l'environnement (teneur en oxygène, flux...).

Pour le vapeur d'eau, il semble au premier abord que l'erreur soit liée à la définition de la quantité d'hydrogène. La composition centésimale en hydrogène de la résine polyester, définie par le SCA, semble légèrement sous-évaluée.

Pour conclure, l'aspect du code mis ici en défaut concerne la réaction globale. Etant donné la simplicité des modèles utilisés pour représenter la chimie de la combustion, il est donc illusoire de rechercher une grande précision sur la définition des espèces chimiques d'un sandwich multi-combustible. Pour autant, la validation quantitative du code sur la première tendance n'en est pas moins encourageante.

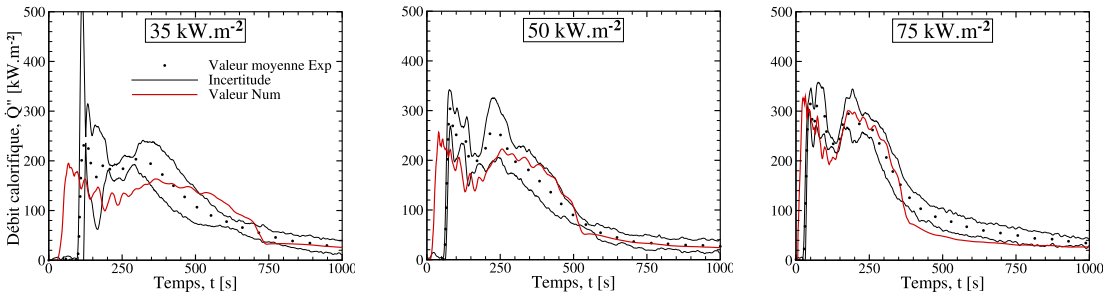
Influence du flux incident

L'intensification d'un foyer produit des gradients d'éclairement énergétique qui contribuent à l'extension de la surface active d'un matériau. Le niveau d'irradiance reçu en surface dépend de la distance de la source externe et de la géométrie de l'échange (facteur de forme). Les résultats expérimentaux précédents ont mis en évidence une influence significative du niveau d'irradiance sur le processus de décomposition. La tendance observée expérimentalement est que l'augmentation du flux incident favorise les cinétiques de réactions et le dégagement d'espèces chimiques. Dès lors, il semble alors légitime d'étudier la sensibilité des résultats numériques à ce paramètre.

De ce fait, les simulations correspondent aux différentes valeurs retenues expérimentalement pour l'éclairement énergétique, i.e. 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. Elles ont été réalisées avec le même jeu de paramètres en ce qui concerne le modèle de pyrolyse. Les figures (3.52) proposent la comparaison entre les résultats numériques et les mesures expérimentales pour ces différents niveaux d'irradiance. Ces figures révèlent que les prédictions des dégagements énergétiques et de perte de masse sont en bon accord avec les mesures. Ceci peut laisser penser que les modèles réactionnels du polyester et du balsa définis à l'échelle de la matière sont capables de simuler et de reproduire correctement le comportement au feu d'un sandwich composite quel que soit le niveau d'irradiance.

Les écarts sur le bilan d'énergie ont par ailleurs fait l'objet d'une analyse. Les résultats sont résumés dans la table (3.21).
La table manifeste que les écarts relatifs diminuent avec l'augmentation du flux. Les valeurs des cosinus de l'angle des normes hybride et euclidienne montrent globalement un faible éloignement en forme (cosinus de l'angle proche de un) et un déphasage réduit à mesure sur le flux augmente.

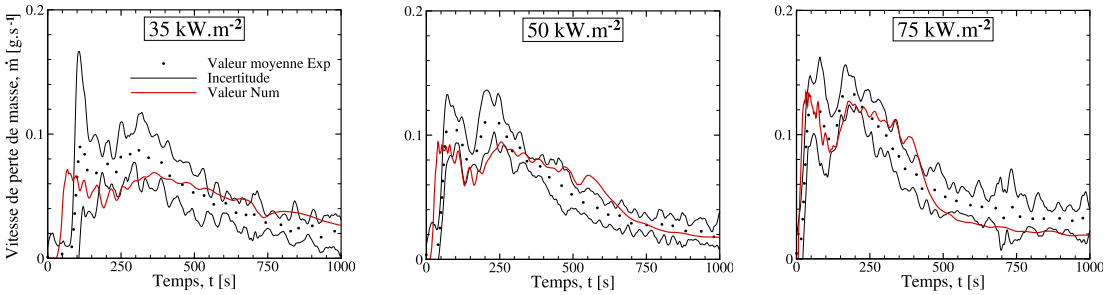
Parallèlement, les figures (3.52.a) à (3.52.a) signalent que le modèle sous-évalue l'énergie dégagée par le matériau ainsi que la perte de masse lorsque le flux incident diminue. Le biais résulte de l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle. Cette simplification est en partie justifiée car FDS a été conçu pour simuler des incendies (de grandes dimensions) au cours desquels les parois en présence sont



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à $35\,kW.m^{-2}$.

b/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à $50\,kW.m^{-2}$.

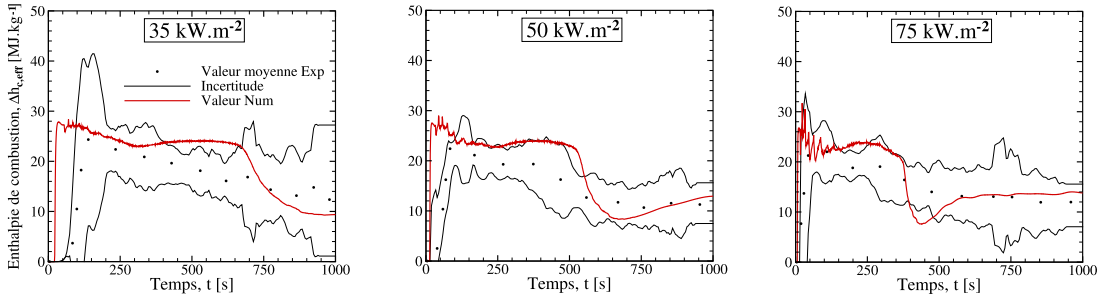
c/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à $75\,kW.m^{-2}$.



d/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $35\,kW.m^{-2}$.

e/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $50\,kW.m^{-2}$.

f/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $75\,kW.m^{-2}$.



h/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à $35\,kW.m^{-2}$.

h/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à $50\,kW.m^{-2}$.

i/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à $75\,kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.52 – *Modélisation de l'influence du flux incident sur le comportement au feu du sandwich composite.*

TABLE 3.21 – *Analyse fonctionnelle du bilan d'énergie du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$.*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\,\theta$	ϵ [%]	$cos\,\theta$
35	6,4	0,89	6,4	0,88
50	3,4	0,92	3,4	0,91
75	2,2	0,95	2,3	0,93

supposées être exposées de manière uniforme à un flux radiatif donné. Pour autant, les cartographies présentées dans le chapitre (3.2.2.2) ont mis en évidence que le flux n'était pas uniforme sur l'ensemble de la surface d'exposition. Par conséquent cette approche unidimensionnelle n'est en théorie plus justifiée dans le cas présent. Pour autant, au delà de 50 $kW.m^{-2}$, l'énergie absorbée est prépondérante devant l'énergie diffusée. Les phénomènes de transfert de chaleur sont tellement rapides que l'utilisation d'une équation 1D peut alors être envisagée. C'est pour cette raison que les résultats sont en très bon accord avec les mesures.

En deçà de ce niveau d'irradiance, par exemple à 35 $kW.m^{-2}$, le biais entre la prédiction et la mesure expérimentale devient conséquent. Le transfert conductif est plus lent et la chaleur diffuse principalement latéralement. A cette échelle, l'utilisation d'une équation de la chaleur 1D n'est donc plus adaptée pour simuler ces phénomènes, et conduit donc à un biais important.

Par ailleurs, on note que la simulation numérique favorise l'inflammation du sandwich. Le déphasage avec le délai d'ignition réel diminue fortement avec l'augmentation du flux, car le phénomène devient très rapide. Les conditions en face arrière de l'échantillon (isolé) et l'impossibilité de simuler la perte de chaleur latérale font que les cellules du maillage emmagasinent de l'énergie et s'échauffent plus rapidement que la réalité. L'inflammation numérique s'en trouve alors accélérée.

Pour conclure cette analyse, il serait donc légitime d'utiliser une équation de la chaleur tridimensionnelle pour simuler le comportement au feu à cette échelle. Cette approche permettrait d'une part de reproduire les effets de diffusion thermique produits par les gradients de flux en surface et d'autre part de réduire les écarts entre les mesures et les prédictions.

Sensibilité au maillage

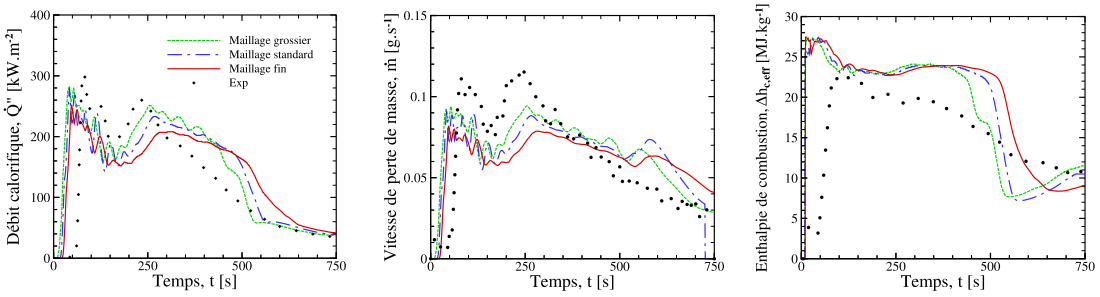
La sensibilité des résultats à la finesse de la discrétisation spatiale employée est une caractéristique essentielle pour tous modèles CFD. Les recommandations classiques de Shaw (1992), à propos de la taille de mailles à utiliser, restent valables pour le code FDS. Les zones proches des sources de feu doivent évidemment être suffisamment maillées tandis qu'il est possible de se contenter de maillages plus grossiers loin du foyer. De manière générale, la finesse de la discrétisation doit être d'autant plus grande qu'il faut résoudre de forts gradients. Pour un schéma explicite tel que celui utilisé par FDS, le raffinement du maillage entraîne une diminution considérable du pas de temps. Les erreurs de discrétisation spatiales et temporelles doivent théoriquement se rapprocher asymptotiquement de zéro, à l'exclusion des erreurs de troncature du calculateur. Par conséquent, les résultats numériques doivent théoriquement converger vers une unique solution au fur et à mesure du raffinement du maillage utilisé. C'est la raison pour laquelle il est courant dans le domaine du calcul CFD de réaliser plusieurs simulations d'un même cas avec des maillages différents, afin de déterminer le meilleur compromis entre précision et temps de calcul.

Ce cas a été l'occasion d'étudier l'influence du maillage utilisé sur les résultats numériques pour prédire le comportement au feu du sandwich avec le code FDS. Cette analyse est en relation avec l'objectif de simuler la croissance d'un à échelle réelle où la taille de mailles est supérieure à 5 mm.

La simulation de ce cas a ainsi été réalisée avec trois maillages différents corres-

pondant respectivement à des tailles de mailles de 0,5 *cm* de côté, 1 *cm* de côté et 2 *cm* de côté. Le maillage de référence est ici celui dont les mailles sont les plus petites, soit 0,5 *cm* de côté. L'étude porte uniquement sur le bilan d'énergie et de masse.

Les temps de calcul sur une même machine pour simuler 1000 *s* de l'essai sont de 20 *min* pour le maillage grossier [13] et d'environ 5 *h* pour le maillage standard [14]. Le maillage fin [15] de référence a nécessité, quant à lui, 92 *h* de calcul. Les résultats de l'étude de sensibilité au maillage sur le comportement au feu du sandwich pour un flux de 50 $kW.m^{-2}$ sont présentés sur la figure (3.53).



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à 50 $kW.m^{-2}$.

b/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à 50 $kW.m^{-2}$.

c/ Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ en $MJ.kg^{-1}$ à 50 $kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.53 – *Influence du maillage sur le comportement au feu du sandwich composite.*

Dans l'ensemble, les résultats sont en bon accord avec les mesures. Les évolutions temporelles sont correctement reproduites. Ces résultats mettent en évidence que la taille de mailles modifie le dégagement énergétique et la perte de masse. Là encore, une analyse fonctionnelle sur le bilan d'énergie a éte réalisée à 50 $kW.m^{-2}$. Les écarts sont résumés dans la table (3.22).

TABLE 3.22 – *Analyse fonctionnelle sur le bilan d'énergie du sandwich composite pour différents maillages.*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\,\theta$	ϵ [%]	$cos\,\theta$
Fin	3,4	0,92	3,4	0,91
Standard	5,5	0,92	5,2	0,91
Grossier	9,2	0,92	8,8	0,91

Dans l'ensemble, la table signale que les écarts augmentent avec la taille de mailles.

A cette échelle, l'augmentation de la taille des mailles conduit à un échauffement plus rapide du composite et, par conséquent, à une élévation de la vitesse de perte de masse. La durée de la combustion s'en trouve réduite tandis que l'énergie dégagée est amplifiée. Il est possible de dire qu'une simulation utilisant un maillage grossier conduit à une inflammation plus rapide et à surévaluation de l'énergie dégagée lors de la combustion.

13. Maille de 2 *cm* × 2 *cm* × 2 *cm*.
14. Maille de 1 *cm* × 1 *cm* × 1 *cm*.
15. Maille de 0,5 *cm* × 0,5 *cm* × 0,5 *cm*.

Comme énoncé dans la section précédente, l'écart entre les résultats est lié à l'utilisation d'une équation de la chaleur 1D. Pour des cellules de petite taille inférieure à 5 *mm*, une équation 1D peut être envisageable car l'erreur sur la diffusion de la chaleur est faible. En revanche à mesure que la taille augmente, l'échauffement des cellules est amplifié et la diffusion de la chaleur latérale peut devenir en théorie prépondérante devant la conductivité transverse. Par conséquent, l'erreur induit sur les bilans d'énergie et de masse est plus importante et augmente donc avec la taille de mailles. Cette analyse de sensibilité, révèle encore une fois qu'à cette échelle l'utilisation d'une équation de la chaleur 3D semble donc nécessaire pour prédire et étudier fidèlement les phénomènes observés.

3.2.7 Conclusion intermédiaire à l'échelle du matériau

Cette section a été consacrée à la caractérisation et la modélisation du comportement au feu du sandwich composite et des différents éléments organiques le constituant à l'échelle matériau.

Avant d'examiner plus en détail le comportement au feu du sandwich, celui des éléments le constituant (polyester, stratifié polyester-verre et balsa) pris séparément a été étudié. Cette analyse a démontré que les mécanismes de dégradation définis à l'échelle de la matière n'étaient pas altérés par un facteur d'échelle.

Les essais réalisés sur le sandwich expose globalement que le comportement au feu du sandwich composite dépend dans une large mesure de la quantité de résine polyester infusée mais également de sa réaction au feu. Le balsa, quant à lui, amplifie l'échauffement et favorise l'inflammation du parement stratifié. Outre cela, le matériau d'âme contribue très peu au dégagement calorifique et fumigène. Enfin, les essais sous atmosphère contrôlée ont révélé qu'en deça d'une teneur volumique de 10% d'oxygène, les cinétiques de dégradation thermique et la production d'espèces chimiques du sandwich étaient similaires. L'influence de l'oxygène sur les processus de dégradation se fait ressentir au-delà de cette concentration.

D'un point de vue numérique, les résultats paraissent dans l'ensemble acceptables pour le type d'application faite avec ce genre d'outil numérique, i.e., des simulations destinées à avoir une vision plutôt globale des problèmes à grande échelle en un temps raisonnable. A l'issue de cette étape, il est possible de dire que les modèles de pyrolyse définis à l'échelle de la matière doivent nécessiter quelques modifications pour prédire de façon correcte le comportement au feu du sandwich composite. En émettant des hypothèses simplificatrices, le modèle "global" du sandwich est capable de prédire les bilans d'énergie, de masse et d'espèces mesurés expérimentalement, indépendamment de l'éclairement énergétique. L'erreur induite, résulte d'une part de l'équation de la chaleur unidimensionnelle et d'autre part de l'impossibilité de simuler des réactions d'oxydation, et des nombreuses hypothèses formulées. Ce type de matériaux se situe toutefois à la limite des capacités des codes de calcul actuels.

Pour autant, ces résultats numériques prometteurs motivent fortement l'étude aux échelles supérieures, pour évaluer le potentiel du modèle à simuler le comportement

au feu du sandwich dans une autre configuration. La partie suivante s'emploie alors notamment à analyser ce point.

3.3 Echelle produit semi-fini

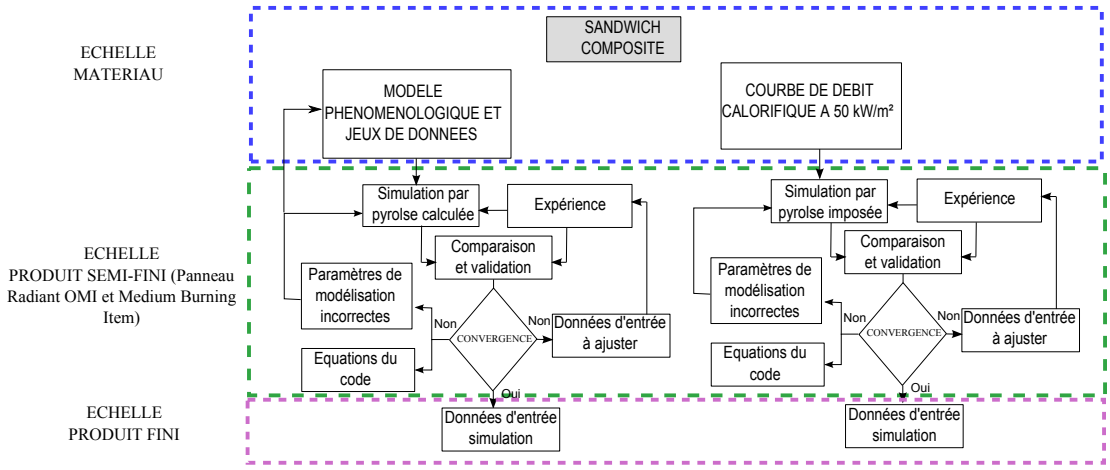


Figure 3.54 – *Méthodologie à l'échelle produit semi-fini.*

La section précédente a présenté les résultats expérimentaux obtenus à l'échelle du matériau. Elle a permis d'étudier le comportement au feu de chacun des éléments organiques constituants le sandwich composite, puis du sandwich proprement dit. Dans la dite section, les masses concernées sont très inférieures au kilogramme et l'ensemble de la surface ($\sim 0,01 m^2$) est éclairé.

L'échelle produit semi-fini désigne des échantillons dont la masse est supérieure au kilogramme. A cette échelle, la surface du produit n'est pas éclairée uniformément. Les mesures, réalisées dans une configuration verticale, permettent d'étudier le comportement du produit sans tenir compte d'éventuels effets des fixations. Les dimensions des éprouvettes (supérieures à $0,1\ m^2$) permettent en sus de négliger les effets de bords. A cette échelle, la géométrie et l'orientation du produit vont avoir un rôle important sur le développement du feu et plus particulièrement sur sa propagation.

La configuration verticale a fait l'objet d'une attention toute particulière dans le domaine de la sécurité incendie et fédère encore à ce jour des recherches en tant que telle. Il est clair que ces derniers temps de grand progrès ont été réalisés par la communauté scientifique sur le plan de la modélisation de la propagation, et ce malgré la difficulté et la complexité des phénomènes. Ces travaux ont abouti à des modèles globaux de propagation comme on a pu le voir dans le chapitre précédent. Pour autant, ces modèles restent limités à certains types de matériaux. En effet, ces efforts se sont concentrés en particulier sur la propagation de matériaux simples et parfaitement caractérisés dans le milieu : notamment le polyméthacrylate de méthyle plus connu sous l'acronyme PMMA. Parmi ces recherches, notables sont les travaux de Liang *et al.* (2003) et de Pizzo (2007). Très peu d'études ont été réalisées sur d'autres types de matériaux combustibles. Récemment, des travaux ont été entrepris pour modéliser la propagation sur un stratifié polyester/verre. A ce sujet, citons

l'article de Lautenberger *et al.* (2009). Toutefois, à notre connaissance aucune recherche n'a été réalisée sur un matériau aussi complexe qu'un sandwich composite. Ce mémoire de thèse se place avant tout dans la continuité de ces études et s'appuie sur les acquis tant expérimentaux que théoriques obtenus sur le PMMA.

Les expériences décrites dans la présente section ont été effectuées sur le Panneau Radiant OMI (PR) [NF ISO 5658-2 (2007)] et le Medium Burning Item (MBI) [NF ISO 21367 (2007)]. L'intéret du panneau radiant est d'étudier la propagation latérale lorsque l'échantillon est soumis à un gradient de flux en surface. Le MBI, quant à lui, présente à lui seul un double intérêt : il permet d'étudier à la fois les phénomènes de propagation ascendante, descendante et latérale des flammes, mais également le transfert thermique au sein du produit. La particularité notable du banc expérimental réside dans la description de la source radiante qui permet d'étudier la propagation en fixant l'éclairement souhaité en surface.

Cette section s'intéresse maintenant à la possiblité de reproduire numériquement les observations au PR et au MBI. Cette tentative est d'autant plus originale que très peu de travaux ont entrepris de modéliser le comportement au feu à partir de données extrapolées à l'échelle de la matière. Dans cette partie, deux approches différentes ont été comparées [Fig. (3.54)] :

- La première méthode aborde la propagation par *pyrolyse calculée* (PC) à partir du modèle phénoménologique et du jeu de données définis aux échelles antérieures (matière et matériau).
- La seconde démarche utilise l'approche par *pyrolyse imposée* (PI), appelée également *extrapolation d'une pyrolyse* (EP) [cf Annexe (A.3)].

Une courbe expérimentale de taux fumigène surfacique ou de dégagement de chaleur surfacique est alors appliquée à une surface de feu en extension. Dans le cas présent, la courbe utilisée [Fig. (3.55)] est extrapolée des résultats de taux de dégagement de chaleur du sandwich à l'échelle matériau pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$, flux couramment utilisé en ISI. L'inflammation est décrite lorsque la température moyenne d'une maille atteint la température d'ignition du sandwich obtenu expérimentalement, à savoir 355°C.

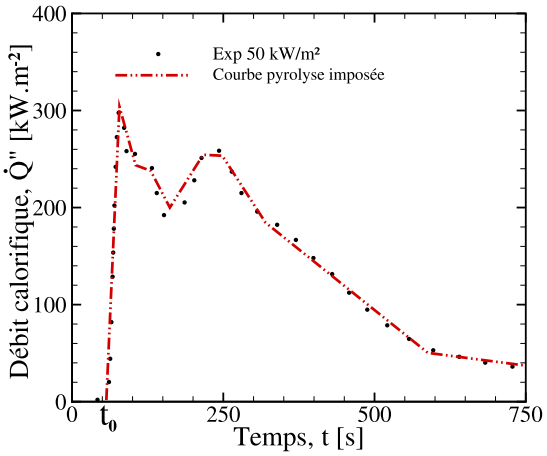


FIGURE 3.55 – *Courbe utilisée pour l'approche par pyrolyse imposée.*

L'ingénierie de la sécurité incendie a souvent recours à la pyrolyse imposée pour simuler la réaction au feu d'un produit ou d'un système. Pour ce faire, les résul-

tats tirés d'expériences à l'échelle matériau sont couramment extrapolés à l'échelle produit fini ou à grande échelle. L'intérêt de cette approche tient principalement au fait qu'elle nécessite uniquement un essai au cône calorimètre (par exemple). Cette méthode est donc beaucoup plus simple que celle par pyrolyse calculée qui nécessite une validation appronfondie. Pour autant, elle peut générer des biais importants difficiles à évaluer qu'il est nécessaire de quantifier.

Le but de cette comparaison va être d'évaluer l'approche la mieux adaptée pour simuler à grande échelle la croissance d'un feu. Avant d'adopter une approche en particulier, il est essentiel d'étudier leur capacité à simuler le dégagement énergétique et la propagation en surface d'un matériau dans une configuration élémentaire. Ces approches n'ayant pas été validées, il est ici finalement jugé préférable d'évaluer l'erreur commise. Ce travail fait donc l'objet des paragraphes qui suivent.

3.3.1 Panneau radiant OMI

3.3.1.1 Expérimental

Les normes ISO 5658-1 (2006) et NF ISO 5658-2 (2007) décrivent la procédure permettant d'étudier la propagation latérale de flammes à la surface d'une éprouvette verticale. Le dispositif expérimental est présenté dans le chapitre (1.4.1.3). L'essai consiste à soumettre un échantillon de $800\,mm \times 150\,mm$ à un gradient de flux thermique de $50,5$ à $2\,kW.m^{-2}$ en sa surface. On s'intéresse ici uniquement au sandwich (épaisseur de $46\,mm$).

Propagation en surface

Après l'inflammation de la surface, un front de flammes, contre-courant à l'écoulement d'oxydant, se développe et progresse latéralement sur la longueur de l'éprouvette. La propagation de la flamme sur l'échantillon peut être alors perçue comme la progression d'une onde de combustion et par l'extension d'une surface active de pyrolyse en aval de la zone de réaction. Le front de flammes joue alors le rôle d'une source d'allumage qui amorce la réaction de la matière voisine qui n'a pas encore pris feu.

La vitesse de propagation constitue l'un des principaux facteurs déterminant l'étendue d'un incendie, influant entre autre sur la durée nécessaire à la destruction du matériau. Cette cinétique dépend d'une part du niveau d'irradiance (issu de la flamme et du panneau radiant) en aval de la zone de pyrolyse et d'autre part de la facilité d'allumage du produit. La propagation n'est rendue possible que si l'éclairement énergétique en surface est suffisant pour entretenir la pyrolyse et l'allumage. La propension du sandwich à s'enflammer dépend, quant à elle, de sa température d'ignition, de son épaisseur et de son inertie thermique.

A ce propos, la vitesse de progression de la flamme peut être perçue expérimentalement comme le temps de parcours nécessaire pour enflammer le matériau entre deux points de mesure autrement dit comme le temps d'ignition entre ces points. L'évolution du front de flamme est alors mesurée à l'oeil à l'aide de repères de distance. Les résultats sont exprimés en terme de délai d'allumage ou de vitesse de propagation de pyrolyse en fonction de la longueur de l'éprouvette z [Fig. (3.56)]. Chaque point est ici moyenné sur trois mesures.

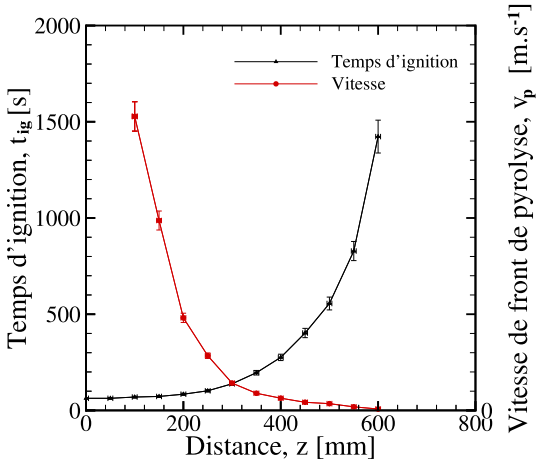


FIGURE 3.56 – *Evolution du temps d'ignition t_{ig} du sandwich en fonction de longueur de l'éprouvette au PR.*

Le graphe montre au premier abord qu'à l'instar de la propagation, le temps d'ignition croît de façon asymptotique avec la distance par rapport à la flamme pilote (et par interpolation avec l'éclairement énergétique). La vitesse du front de pyrolyse décroît, quant à elle, exponentiellement à mesure que l'on s'éloigne du pilote car l'éclairement en surface est plus faible.

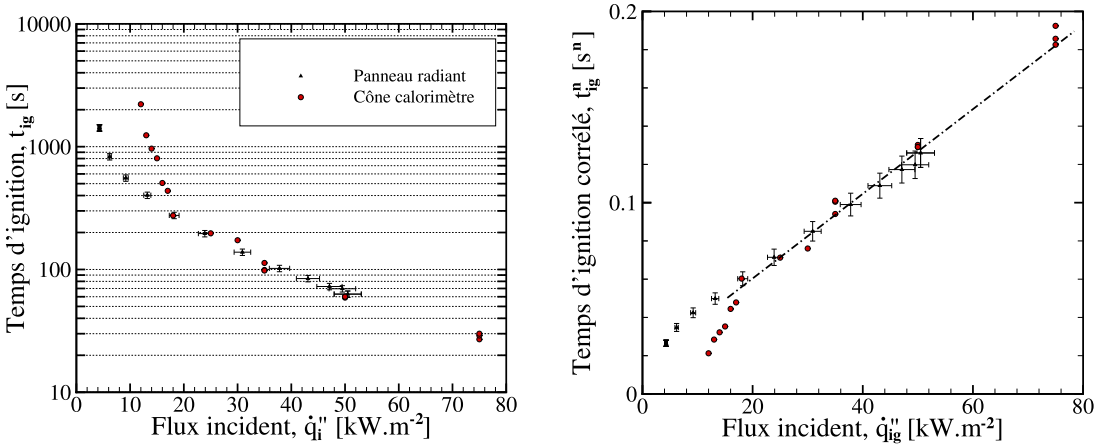
En second lieu, les résultats mettent en évidence une *distance critique* z_{cr} au delà de laquelle le front de pyrolyse ne peut plus s'étendre. L'énergie apportée par la flamme et par le panneau radiant est alors trop faible pour initier la décomposition et la propagation. A ces niveaux d'irradiance, la vitesse de propagation est conditionnée par la diffusion thermique au sein du matériau. Par interpolation, la norme NF ISO 5658-2 (2007) déduit de cette distance critique, un flux énergétique critique lors de l'extinction [16] noté $\dot{q}''_e$ (ou CFE). La valeur est ici de (4,9± 0,9) $kW.m^{-2}$.

Un des plus grands obstacles à surmonter lors de la détermination de ce flux critique à l'extinction est l'influence de la flamme sur l'éclairement en surface. En effet, dans la dite norme et dans de nombreux travaux [Grenier et Janssens (1997)], la contribution énergétique de la flamme sur la propagation est négligée, estimant que la majorité de l'énergie libérée par la combustion est évacuée et n'est pas transmise au matériau. Cette hypothèse permet de réduire la complexité du phénomène de propagation et d'interpoler de la distance z_{cr}, le flux énergétique critique lors de l'extinction.

Des auteurs ont essayé de trouver des analogies de comportement entre le panneau radiant et le cône calorimètre. Parmi ceux-là, citons Grenier et Janssens (1997). Selon eux, il est possible d'illustrer une homologie entre les dispositifs de mesures en traçant sur un même graphique les temps d'ignition en fonction du niveau d'irradiance émis par la source radiative. Pour le panneau radiant, la valeur du flux énergétique consignée est basée sur des interpolations de mesurages effectués avec une plaque d'étalonnage non combustible. En d'autre termes, pour une distance z, Grenier et Janssens (1997) associent simplement un flux incident provenant du panneau radiant et négligent le rayonnement de la flamme en direction de l'éprouvette.

16. Valeur qui ne prend en compte que de la source de chaleur externe et non du rayonnement de la flamme.

Suivant cette approche, il est possible de tracer le temps d'ignition t_{ig} en fonction du flux incident $\dot{q}_i''$ et non plus de la distance z. La figure (3.57) est ainsi obtenue par superposition des résultats entre le cône calorimètre et le panneau radiant.



a/ Temps d'ignition t_{ig} (Echelle log). *b/* Temps d'ignition corrélé t_{ig}^n (avec n =-0.5).

FIGURE 3.57 – *Evolution du temps d'ignition du sandwich en fonction du niveau d'irradiance $\dot{q}_i''$ au PR. Les valeurs du panneau radiant sont comparées à celles du cône calorimètre.*

Il faut tout d'abord noter la différence des délais d'inflammation entre les dispositifs de mesure. En effet, ce délai est ostensiblement plus rapide au panneau radiant qu'au cône calorimètre. Pour les flux élevés, on observe un recouvrement entre les résultats. L'écart entre les dispositifs augmente à mesure que le flux incident diminue. La différence est due d'une part aux conditions aux limites différentes et d'autre part aux sources de chaleur des deux bancs. En effet, la taille de l'éprouvette, l'orientation, et l'isolation en face arrière sont différentes. Qui plus est, l'inflammation, au cône calorimètre, résulte de l'exposition à une source de chaleur radiative. Au panneau radiant, à l'éclairement énergétique de la source principalement radiative, il faut de surcroît ajouter l'apport thermique de la flamme et l'influence de la convection qui est supérieure et fonction de la distance.

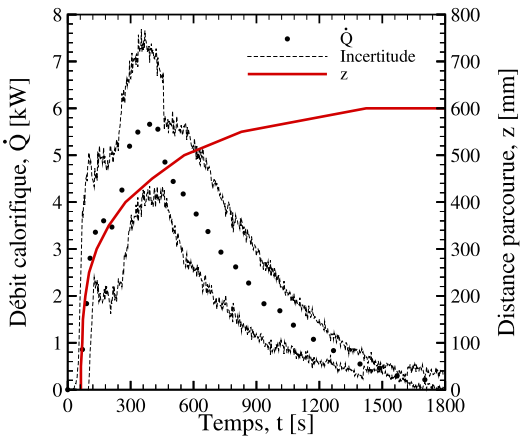
Ainsi, pour les éclairements élevés, on distingue que l'inflammation résulte principalement de la source externe, ce qui tend à expliquer *a posteriori* la convergence des résultats vers une même asymptote. En revanche, pour les faibles niveaux d'irradiance, l'inflammation advient du surplus calorifique de la flamme de diffusion. Une certaine prudence est donc de mise dans la comparaison des valeurs à mesure que l'éclairement diminue. En effet, la présence de flamme conduit à une erreur sur l'estimation du niveau d'irradiance reçu par l'échantillon. L'ensemble de ces raisons ainsi la diffusion latérale de la chaleur et l'apport convectif peuvent donc expliquer l'écart entre le flux minimum à l'ignition et le flux minimum à l'extinction.

Prudents quant aux conclusions à tirer de ces observations, une homologie de comportement entre les dispositifs de mesure semble donc très délicate. Les paragraphes suivants vont tenter d'apporter des éléments de réponses quantitatifs à l'approche adoptée par Grenier et Janssens (1997).

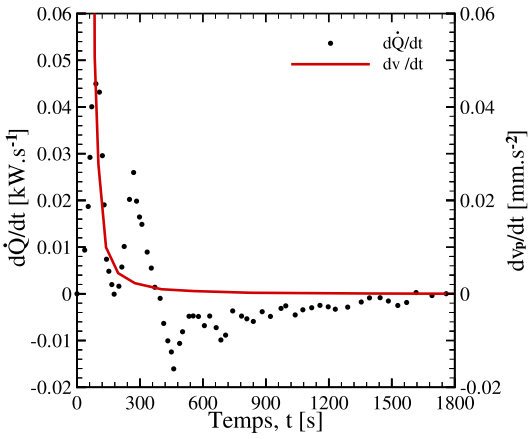
Paramètres énergétiques

La figure (3.58) reporte l'évolution temporelle du dégagement de chaleur et de

la distance parcourue par le front de flamme. Les valeurs sont moyennées sur trois essais.



a/ Taux de dégagement de chaleur en fonction du temps et de la position du front de flamme.



b/ Dérivé du taux de dégagement de chaleur en fonction de l'accélération du front de flamme.

FIGURE 3.58 – *Dégagement énergétique du sandwich au PR en fonction de la propagation de la flamme.*

Examinons plus en détail le graphe. L'incertitude expérimentale du taux de dégagement de chaleur [Fig. (3.58.a)] est importante (de l'ordre de 20%) car le principe de mesure repose sur la calorimétrie par méthode thermique, approche moins précise que la méthode par déplétion d'oxygène. Cette approche simpliste est appliquée ici car ce banc n'est en théorie pas établi pour quantifier précisément cette grandeur.

Lorsque la température du matériau est supérieure à la température de décomposition, une réaction exothermique irréversible s'amorce. Cette réaction est suivie d'une brusque augmentation du débit calorifique, résultant de l'inflammation de la surface active de pyrolyse. Le taux de dégagement de chaleur continue à croître jusqu'à atteindre un maximum à $t = 150\,s$. Une partie de l'énergie due à la combustion est transmise au sein du matériau conduisant à l'échauffement de l'âme. Il s'ensuit un second pic beaucoup plus prononcé que le premier, lié à un retour thermique du balsa vers le parement stratifié ; ce qui intensifie la décomposition de la matrice polyester.

Au regard des résultats, cette étude expérimentale fait ressortir que le sandwich possède un fort pouvoir propagateur. Cette caractéristique induit que le produit favorise l'extension d'un foyer et donc le développement d'un incendie.

Outre ce comportement au feu intrinsèque au sandwich, la figure (3.58.a) révèle *a posteriori* que la propagation n'est pas influencée suite à l'intensification du dégagement énergétique : ce qui tend à prouver que la cinétique de progression du front de flammes ne dépend pas du dégagement la chaleur. Cette constatation est d'autant mieux vérifiée en comparant les dérivées du taux de dégagement et de la vitesse de propagation [Fig. (3.58.b)]. Le graphe montre clairement, par exemple à $t = 200\ s$, que l'intensification du débit calorifique ne se traduit pas par une accélération de la propagation. Cette remarque étaye ainsi que le taux de dégagement de chaleur contribue peu à la propagation latérale en surface dans cette configuration. En vertu de ces propos, il est alors possible de montrer que l'éclairement de la flamme a peu d'influence sur la propagation. En effet, en considérant dans cette configuration expérimentale que l'apport convectif est négligeable devant l'apport radiatif, il a été

mentionné dans le chapitre (2.4.5.2), que l'éclairement radiatif de la flamme pouvait se déduire du débit calorifique au travers l'expression :

$$\dot{q}''_{fl,r} = f\,\chi_r\,\dot{Q}(1-\kappa) \tag{3.16}$$

où f est le facteur de vue et χ_r la fraction globale de cette chaleur dégagée sous forme radiative et κ le coefficient d'atténuation (négligeable sur les courtes distances). Cette expression tend donc à prouver que l'éclairement de la flamme ne contribue pas directement à la propagation.

Pour conclure, ce résultat induit que dans cette configuration expérimentale, la propagation contre courant est simplement liée au rayonnement du panneau radiant et au transfert conductif au sein du sandwich, en accord avec les tendances observées par Grenier et Janssens (1997).

3.3.1.2 Numérique

Domaine de calcul et condition aux limites

Cette configuration académique élémentaire permet de s'intéresser plus particulièrement à la simulation de phénomènes de propagation. Elle fait partie des cas les plus utilisés pour la validation des codes CFD destinés à la simulation du feu.

La capacité du code FDS à simuler ce banc d'essai a été récemment étudiée par Kwon (2006) et Ho (2007) qui ont cherché à retrouver les corrélations classiques rencontrées dans la littérature. Ces auteurs se sont intéressés en particulier à simuler la propagation latérale sur différents types de matériaux. Les résultats des simulations réalisées par les auteurs en question sont en bon accord avec leurs résultats expérimentaux en ce qui concerne les temps d'ignition et la vitesse de propagation. Pour autant, Kwon et Ho mettent en évidence les difficultés du code à simuler la propagation sur des matériaux charbonneux.

Dans le cadre de la présente validation, on s'intéresse uniquement à reproduire la propagation latérale des flammes sur le sandwich composite pour lequel on dispose des mesures expérimentales. Les simulations ont été réalisées par pyrolyse calculée et pyrolyse imposée.

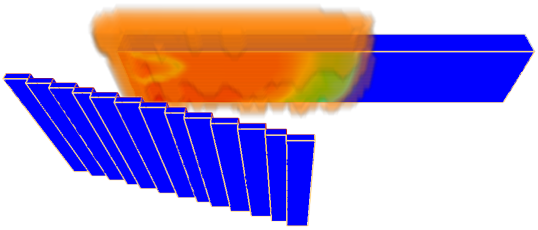


FIGURE 3.59 – *Panneau radiant virtuel.*

Le panneau radiant virtuel est illustré figure (3.59). La discrétisation du maillage est choisie de sorte à assurer la convergence des résultats. Pour cela, Ma (2001) introduit un paramètre adimentionnel $R^\star$ défini par :

$$R^\star = \frac{max(\Delta_x, \Delta_y, \Delta_z)}{D^\star} \tag{3.17}$$

Dans cette expression Δ_x, Δ_y, Δ_z définissent la taille de mailles respectivement suivant x, y et z, et $D^\star$ est un nombre adimentionnel défini par

$$D^\star = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_{p,\infty} T_\infty \sqrt{g}}\right)^{2/5} = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_{p,\infty} T_\infty \sqrt{gD} D^2}\right)^{2/5} D^\star = \dot{Q}^{\star 2/5} D \tag{3.18}$$

où D est le diamètre effectif du feu, $\dot{Q}$ le taux de dégagement de chaleur, ρ_∞ la masse volumique à température ambiante de l'air, c_p la capacité thermique massique à pression constante, T_∞ la température ambiante, g l'accélération de la pesanteur (9,81 $m.s^{-2}$) et $\dot{Q}^\star$ le nombre de Froude du feu donnée par l'équation

$$\dot{Q}^\star = \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_{p,\infty} T_\infty \sqrt{gD} D^2} \tag{3.19}$$

Ma (2001) précise que pour qu'il y ait convergence, il faut que $R^\star \leq 0{,}07$. La résolution des cellules a ainsi été adoptée de sorte à être en accord avec ce résultat de l'auteur. Le maillage est constitué de près de 100 800 mailles dont les dimensions sont fixes selon les axes x, y et z.

Le domaine de simulation est un parallélépipède de dimensions 0,96 m par 0,36 m par 0,30 m. La taille du domaine est établie uniquement pour évaluer la capacité du code à reproduire la propagation latérale sur ce type de matériaux et non le débit calorifique. Pour cette raison, la configuration du domaine n'a pas été adaptée pour englober l'intégralité de la flamme.

Par ailleurs, les conditions aux limites sont toutes de type " frontière ouverte vers l'extérieur ". Une condition de température est imposée au niveau du panneau radiant afin de reproduire l'éclairement énergétique en surface de l'éprouvette.

Calibrage

Le panneau radiant numérique est calibré de sorte à reproduire les niveaux d'irradiance en surface de l'échantillon. Les résultats numériques obtenus avec un fluxmètre virtuel (*gauge heat flux* en anglais) sont comparés aux mesures expérimentales [Fig. (3.60)] .

Globalement, la distribution latérale du niveau d'irradiance par le code est en bon accord avec les mesures. Cette similitude de comportements laisse à penser que l'analyse numérique peut apporter des éléments de réponse sur les transferts de chaleur en surface. Afin de corroborer avec cette assertion, une illustration des contours d'isovaleurs d'éclairement (dénommés par la suite isocontour) est représentée sur la figure 3.61.

Les graphes (3.61.a) et (3.61.b) montrent des tendances similaires. Dans ce cas de figure, l'éclairement incident et celui mesuré par un fluxmètre numérique sont très proches car la part convective est faible. Les graphes (3.61.c) et (3.61.d) confirment ces propos. Les résultats mettent clairement en évidence que le rayonnement thermique est prépondérant en surface de l'échantillon. La contribution convective est négligeable ce qui ne semblait pas si évident à premier vue. On aurait pu penser que l'écoulement refroidissait l'échantillon ce qui ne ce semble *a priori* pas être le cas. Ceci peut être un artéfact numérique lié à la simplicité du modèle de convection qui ne permet pas de simuler la couche limite thermique.

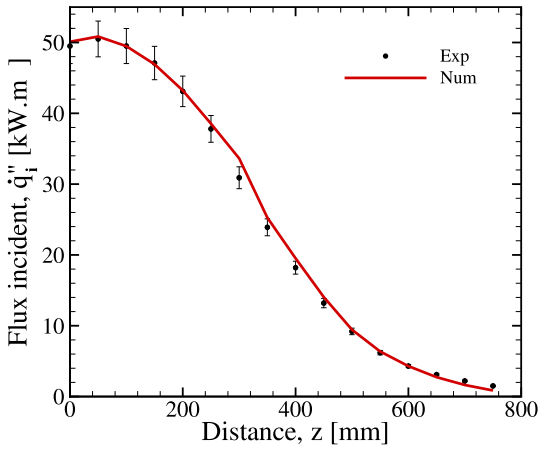


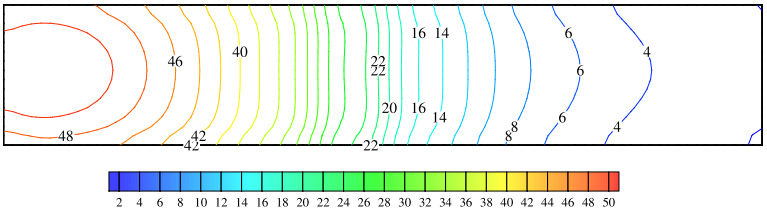
FIGURE 3.60 – *Calibrage du niveau d'irradiance en surface d'une éprouvette incombustible au panneau radiant.*

Comparaison entre résultats numériques et mesures expérimentales

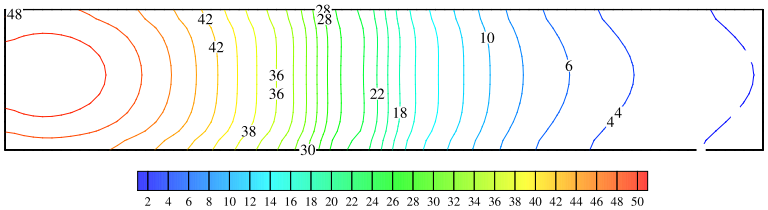
Numériquement, la position exacte du front de flamme n'est pas simple à évaluer. Comme cela a été mentionné dans le chapitre (2.5), au niveau de la phase solide, la flamme est perçue comme l'extension radiale d'une surface en pyrolyse active. Le front se réduit à une progression surfacique d'une onde de température ou de pyrolyse [Fig. (3.62.a)]. Pour résoudre le problème et définir la position de ce front, il suffit de calculer la norme du gradient du taux de réaction $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|$ de la phase solide. Le maximum délimite la zone de réaction comme le suggère la figure (3.62.b).

Désormais, on peut aisément suivre la progression du front de pyrolyse en surface de l'échantillon. En superposant les iso-contours, il est possible d'illustrer de façon qualitative l'évolution temporelle du front de propagation numérique, comme le propose la figure (3.63).
Les graphes comparent les résultats obtenus numériquement par pyrolyse calculée et par pyrolyse imposée. A l'évidence un comportement similaire de propagation en surface de l'échantillon semble se dégager des deux approches numériques. Il s'avère toutefois que la propagation est légérement plus rapide par calcul de pyrolyse. Afin de vérifier cette observation, on peut tracer sur un même graphe l'évolution de la propagation en fonction de l'irradiance. Ces résultats numériques sont par ailleurs confrontés aux mesures expérimentales.
Suivant l'approche de Grenier et Janssens (1997) présentée précédemment, le graphe de la figure (3.64.a) compare les temps d'ignition corrélés en fonction du niveau d'irradiance. Les temps d'ignition corrélés sont établis suivant l'approche de Janssens décrite dans le chapitre (2.2.2.3).

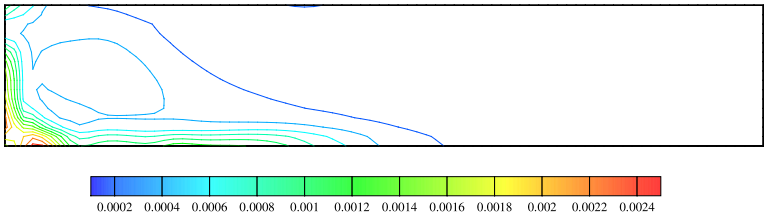
En premier lieu, on remarque des dissemblances entre les simulations bien que les prédictions aient globalement la même allure. Le graphe (3.64.a) étaye nos propos et confirme que l'approche par pyrolyse calculée conduit à une inflammation plus rapide de la surface que la mesure. Celle par pyrolyse imposée sous-évalue au contraire l'ignition. On note par ailleurs que l'écart entre la prédiction et l'expérience est d'autant plus important que le niveau d'irradiance est faible. A mesure que $\dot{q}_i''$ tend vers $18\,kW.m^{-2}$, le biais diminue. Celui-ci croît ensuite de nouveau, inversement



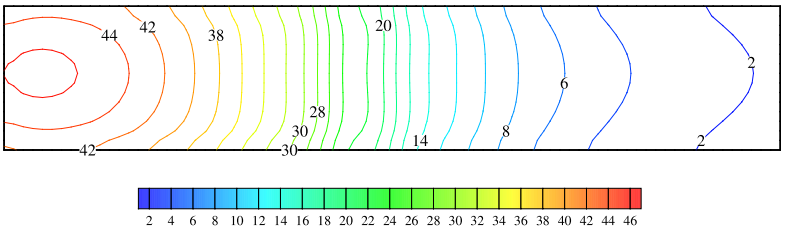
a/ Iso-flux incident en $kW.m^2$.



b/ Iso-flux mesuré par un fluxmètre en $kW.m^2$.

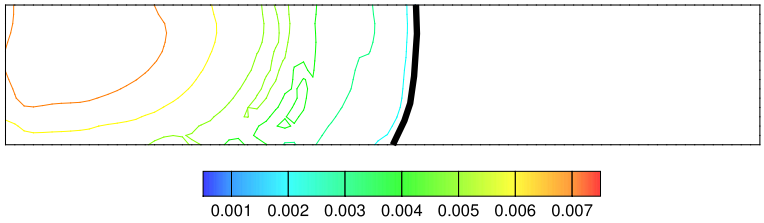


c/ Iso-flux net convectif en $kW.m^2$.

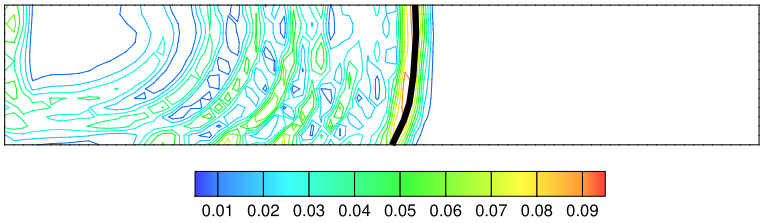


d/ Iso-flux net radiatif en $kW.m^2$.

FIGURE 3.61 – *Isoflux en surface d'un échantillon incombustible au PR.*

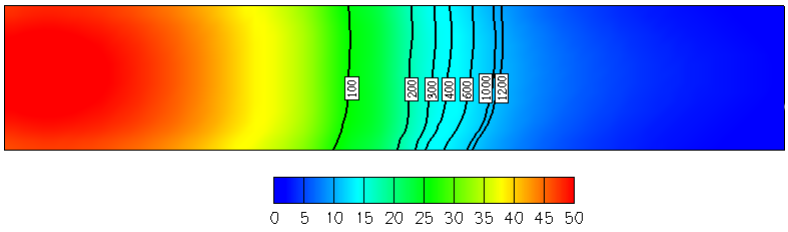


a/ Iso-contour de vitesse de perte de masse en $g.s^{-1}$. La ligne noire délimite le front de pyrolyse.

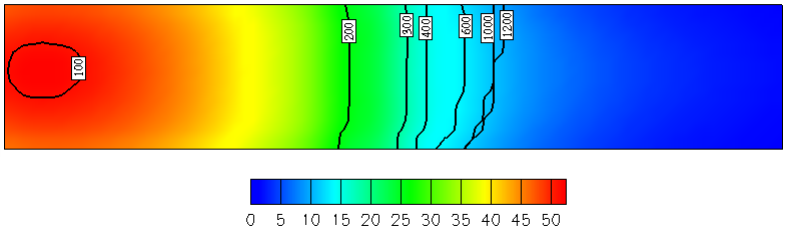


b/ Iso-contour de la norme du gradient de la vitesse de perte de masse $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|$ en $g.s^{-1}.m^{-1}$. La ligne noire délimite le front de pyrolyse.

FIGURE 3.62 – *Définition du front de flamme au niveau de la phase solide du sandwich.*

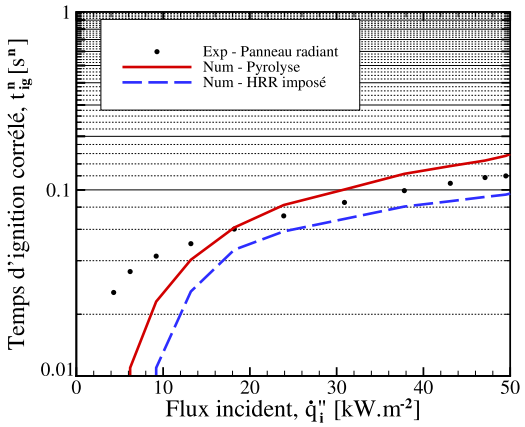


a/ Pyrolyse calculée.

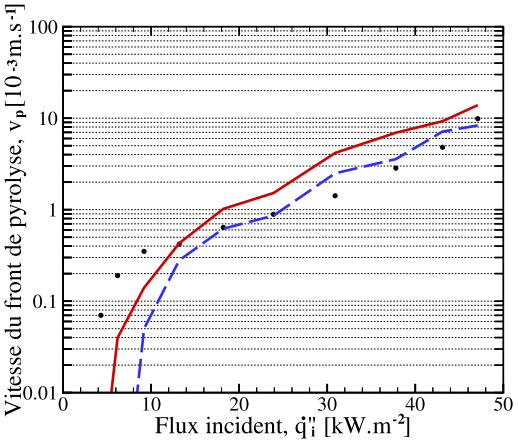


b/ Pyrolyse imposée.

FIGURE 3.63 – *Isochrones du front de flamme en fonction de l'éclairement énergétique $\dot{q}_i''$ (en $kW.m^2$) en surface du sandwich composite au panneau radiant.*



a/ Temps d'ignition corrélé t_{ig}^n (Echelle log).



b/ Vitesse de propagation du front de pyrolyse (Echelle log).

FIGURE 3.64 – *Comparaison de l'évolution du front de pyrolyse en surface du sandwich composite en fonction de l'irradiance du panneau radiant.*

proportionnel au flux incident. Il est important de souligner que l'approche par pyrolyse imposée conduit à un écart plus significatif que celle par pyrolyse calculée. Dans ces deux cas de figure, on peut juger que le paramètre de réponse thermique [17] (TRP) des prédictions est quasi-identique à la mesure au-delà d'un éclairement de 20 $kW.m^{-2}$ [Tab. (3.23)]. Le point qui vient d'être soulevé est important car il accentue le fait que l'échauffement est bien reproduit par l'approche par pyrolyse calculée et que les propriétés thermiques utilisées semblent bien adaptées pour simuler la propagation. En revanche, l'approche par pyrolyse imposée a des difficulté pour prédire l'échauffement.

Les mesures expérimentales ont montré que la vitesse du front de propagation était proportionnelle au niveau d'irradiance en surface. Cette dépendance a été vérifiée en utilisant l'outil numérique indépendamment de la méthode de définition de la pyrolyse (calcul ou extrapolation). L'interprétation du graphe (3.64.b) prouve de nouveau, si besoin en était, que le code à tendance à surévaluer la vitesse de propagation pour les forts niveaux d'irradiance tandis qu'il la sous-évalue dès lors que le flux est inférieur à 12 $kW.m^{-2}$ (caractéristique du flux minimum d'ignition). Ce comportement est tout à fait en accord avec les résultats obtenus par Kwon (2006). Cela semble cohérent avec le fait que le code utilise une équation de la chaleur unidimensionnelle, qui conduit à une mauvaise représentation de la diffusion thermique dans les dimensions latérales. A cela s'ajoute également la définition des conditions aux limites qui peuvent générer un biais numérique.

En dessous du flux minimum d'ignition (12 $kW.m^{-2}$), la propagation contre-courant, est contrôlée par le transfert thermique conductif transverse au sein de la phase condensée. Cette impossibilité de simuler la diffusion latérale de la chaleur confirme alors les difficultés du code à reproduire le flux critique à l'extinction [Tab. (3.23)].

En particulier, cette table met en avant la difficulté de l'approche par pyrolyse imposée à prédire le flux critique à l'extinction $\dot{q}''_e$.

17. On rappelle ici que le TRP (thermal response parameter) est caractérisé par la pente des droites et traduit l'inertie thermique du matériau. Il est lié à l'effusivité moyenne entre T_0 et T_{ig}.

TABLE 3.23 – *Flux critique à l'extinction et paramètre de reponse thermique (TRP) du sandwich composite.*

	$\dot{q}''_e$ $[kW.m^{-2}]$	TRP $[kJ.s^{-0.5}.m^{-2}]$
Experience	4,6	526,1 ± 26,9
Num - Pyrolyse calculée	6,2	485,7 ± 46,9
Num - Pyrolyse imposée	9,2	1089,7 ± 175,5

3.3.2 Medium Burning Item

3.3.2.1 Expérimental

L'éprouvette, maintenue en position verticale, est soumise à sa base à une source de chaleur irradiante en présence d'une flamme pilote. L'élément radiant délivre un éclairement énergétique incident moyen de 50 $kW.m^{-2}$ sur une surface d'environ 300 cm^2 localisée au tiers inférieur de l'éprouvette. L'objectif de ce dispositif de mesure va être :

- d'étudier la propagation en surface ;
- d'évaluer les taux de dégagement de chaleur et de perte de masse. Pour la présente étude, le MBI a spécialement été équipé d'un système de mesure afin de suivre en continu le taux de perte de masse. La mesure du taux de dégagement de chaleur a quant à elle été réalisée par déplétion d'oxygène.

Un des meilleurs moyens pour étudier l'évolution d'un front de pyrolyse consiste en l'utilisation d'une caméra thermique. Toutefois, l'un des principaux problèmes posés par cette technique très répandue réside dans la fiabilité des mesures en raison de la transparence de la flamme. En effet, comme le souligne Pizzo (2007), le problème de la mesure du champ de température du panneau à travers la flamme se pose. Ces effets peuvent être réduits par l'utilisation d'un filtre spectral, qui permet de s'affranchir du rayonnement des produits gazeux de combustions et des suies. Malgré cette correction, la mesure est affectée par le matériau qui n'est pas opaque, ce qui nécessite de bien définir les bandes passantes. Enfin la source d'erreur la plus évidente, rencontrée lors de l'expérimentation, provient de la source radiative à proximité du panneau sandwich qui biaise les mesures.

C'est à l'égard de ces constatations que deux autres techniques ont été préférées :

1. par camera. Cette approche est relativement simple dans son principe. Si elle ne saurait se prétendre quantitative, elle permet toutefois de distinguer les contours de la flamme visible et d'en suivre le déplacement en surface. La technique fait appel à un traitement de l'image pouvant être long et fastidieux.
2. par le biais de thermocouples de surface. Cette technique, déjà intrusive, se doit d'être la moins perturbatrice possible au sein de l'écoulement de la couche limite. Cette approche tout aussi, longue et fastidieuse à mettre en oeuvre, permet de quantifier l'évolution du front de la propagation en surface au cours du temps.

Analyse qualitative de la propagation

Le suivi qualitatif de la propagation de la flamme visible peut être réalisé à partir de photographies ou de films. D'un point de vue expérimental, l'acquisition de

telles informations présente l'avantage d'être aisée et a été effectuée par une simple caméra vidéo. Un traitement d'image a ensuite été réalisé à partir des logiciels GIMP et MALTAB. Le principe repose sur la segmentation des images et l'extraction des attributs des zones étiquetées comme étant des régions de flammes.

Les images sont extraites des films vidéo à l'aide du logiciel Virtualdub. La fréquence d'extraction assure un suivi de l'évolution temporelle l'extension du foyer. Chaque image subit ensuite deux altérations.

Dans un premier temps, un ortho-redressement des clichés pour conformer chaque image à un couple "résolution/taille d'image" utile et unique, et de recouper les zones redondantes.

Dans un second temps, une procedure de segmentation par seuillage est appliquée à chacune d'entre elles. On obtient ainsi des images sous forme de matrices codées sur 8 bits. En d'autre terme, ces matrices donnent la répartition des couleurs Rouge, Vert et Bleu avec des valeurs comprises entre 0 et 255. La procédure de segmentation est basée sur les étapes suivantes :

1. l'espace des luminances est partitionné en utilisant les niveaux de gris des composantes Rouge, Vert, Bleu de l'image ;
2. une zone étalon appartenant à la flamme sur laquelle la moyenne et l'écart type des niveaux gris sont calculés ;
3. la zone de flamme correspond alors aux pixels ayant des niveaux de gris à plus ou moins 10 % des valeurs de la zone étalon.

Une fois la zone d'image sélectionnée, les informations de couleurs sont substituées par des informations binaires : la couleur blanc pour les pixels correspondants à la flamme, le noir pour les autres pixels de l'image. L'algorithme de Sobel est ensuite appliqué. C'est un opérateur qui permet une détection de contour correspondant à l'enveloppe de la flamme. Des opérations combinées de dilatation et d'érosion d'images permettent de supprimer des éventuels pixels blancs ou noirs isolés et de lisser le contour de flamme. Enfin la juxtaposition des contours donne un aperçu, au moins qualitatif, de l'étendue du front de flammes en surface. Cette technique proposée révèle un intérêt majeur pour l'étude : c'est un moyen rapide de comparaison au regard des prédictions numériques.

La prise de vue de la caméra oblige à réaliser le traitement uniquement sur la moitié du panneau sandwich. La figure (3.65) expose les isochrones de la coupe du front de propagation sur ce demi-panneau. L'origine du repère cartésien lié au domaine d'étude se trouve au niveau du centre de la source radiative. La section est ainsi définie par le domaine x =0 mm ; 0 $\leq y \leq$ 250 mm ; -150$\leq z \leq$550 mm. Notons que le rayon de la source radiative est de z =95 mm.

Après l'ignition, la surface active de pyrolyse de l'échantillon croît au cours du temps. Les produits de combustion réactifs uniquement soumis à un écoulement naturel induit par les forces de flottabilité se déplacent vers le haut et recouvre la surface active de pyrolyse.

Parallèlement, on remarque une phase propagatrice descendante, révélatrice du fort pouvoir propagateur du sandwich. L'onde de combustion contre-courant à l'oxydant se présente sous une forme parabolique jusqu'à ce que le front de pyrolyse (z_p) atteigne le bord inférieur de l'échantillon. Il s'ensuit une extension latérale. En fin de combustion la flamme recouvre 75% du panneau. La figure montre que la propagation descendante est beaucoup plus lente que la propagation ascendante.

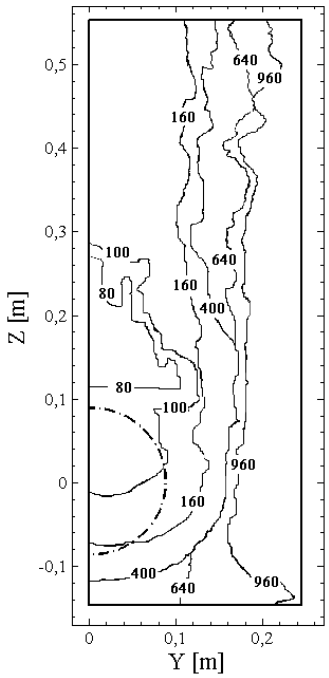


FIGURE 3.65 – *Isochrones du front de flammes en surface sur une moitié du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. La source radiative figure en pointillés dans l'image.*

Un lecteur attentif s'étonnera de voir que l'inflammation du sandwich se produit de façon linéaire à une hauteur de 120 *mm* sur la figure. Ceci est lié à la présence de la flamme pilote qui enflamme les gaz de pyrolyse. La surface active s'étend très rapidement sur l'intégralité de la section échauffée par le panneau radiant (isochrone t=160*s*).

Analyse quantitative de la propagation

La propagation du front de pyrolyse a été quantifiée au moyen de thermocouples en surface. Il est, en effet, possible d'associer la position du front de pyrolyse à une température de surface critique appélée température de pyrolyse. En accord avec Hasemi *et al.* (1985), le passage du front de pyrolyse est assimilé à un point d'inflexion de l'évolution temporelle de la température de surface.

Reste alors à équiper le banc de thermocouples de surface. Leurs positions par rapport au bord de la plaque sont répertoriées sur la figure (3.66). Des orifices ont été effectués à travers l'échantillon en sandwich de façon à réaliser une mesure intrusive. L'extrémité des thermocouples gainés est plaquée sur la face avant de l'échantillon.

Le graphe de la figure (3.67) synthétise l'évolution du front de propagation de la zone de pyrolyse sur l'axe médian (points A) du panneau. Si ces différents points de mesure permettent de définir la position du front de pyrolyse verticalement, il n'en va pas de même pour la propagation laterale dont la vitesse ne peut être quantifiée. Certaines valeurs ont par ailleurs fait l'objet de filtrage, afin d'évincer les mesures ponctuellement inacceptables.

Sur ce graphe, deux modes de propagation émergeants du point $z = 0{,}12\ m$ sont

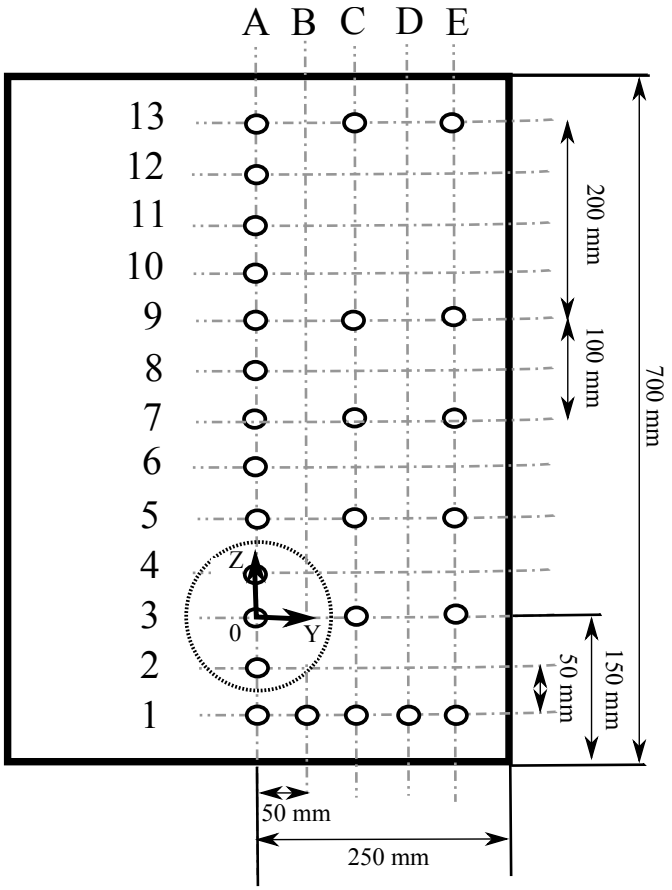


FIGURE 3.66 – *Position des thermocouples au travers du sandwich composite.*

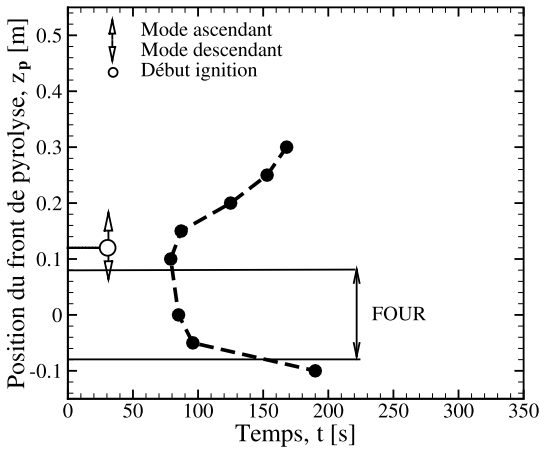


FIGURE 3.67 – *Evolution temporelle des fronts de pyrolyse ascendants et descendants du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI.*

reportés. Le sens de la flèche indique le mode de propagation et le cercle spécifie le point de départ. La partie supérieure à ce point reflète l'extension ascendante de la surface active de pyrolyse. La partie inférieure synthétise quant à elle, la progression en mode descendant. La vitesse de propagation en mode ascendant augmente au cours du temps. *A contrario*, la progression en phase descendante est ralentie à mesure que l'on s'approche du bord du panneau. Toutefois, une certaine prudence est de mise quant à la précision des résultats obtenus, aucun test de répétabilité n'ayant été fait. En effet, l'hétérogénéité du sandwich et plus particulièrement du matériau d'âme peut considérablement modifier la propagation, favorisant par exemple des directions privilégiées. Cette constatation peut trouver une explication en réalisant une themographie infrarouge de la face arrière.

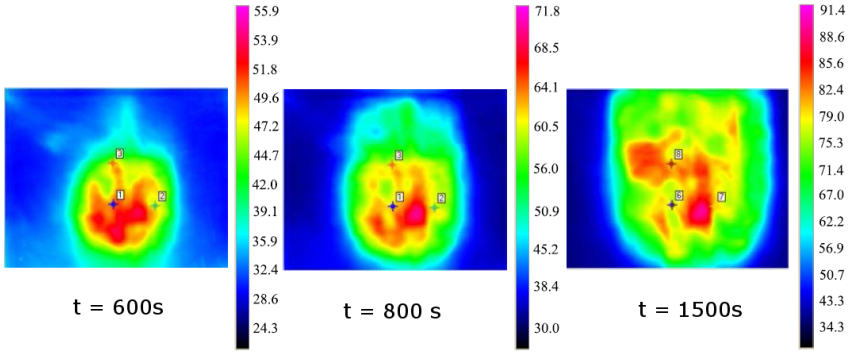


FIGURE 3.68 – *Cartographies de la température en °C en face arrière du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI.*

Les cartographies infrarouges de la figure (3.68) reportent, qu'au niveau de la source radiante, la température en face arrière n'est pas homogène. Elles mettent en évidence des zones où l'échauffement est localement plus important. Ce thermographe reflète clairement que le vitesse de pyrolyse va dépendre fortement de la vitesse d'échauffement de l'âme et donc directement de la masse volumique apparente des différents blocs de balsa.

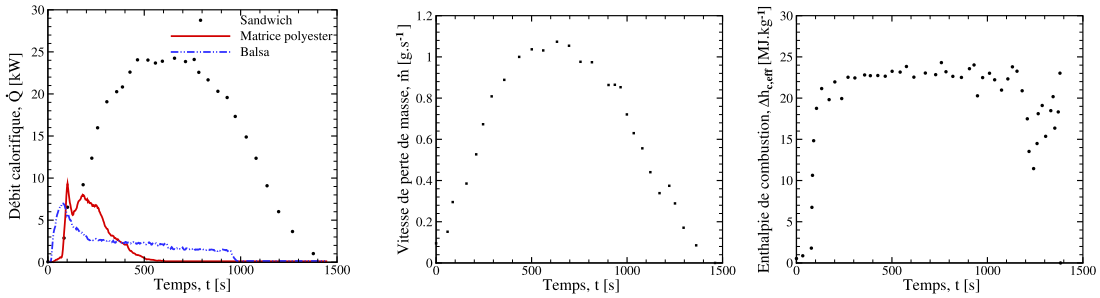
Une analyse approfondie de la vitesse de propagation sur ce type de matériau est donc loin d'être triviale. Par souci de clarté, nos mesures nécessiteraient une investigation thermique plus approfondie.

Dégagement énergétique et massique

Les bilans énergétiques et massiques sont reportés sur le graphe (3.69).

L'allure de la courbe du bilan d'énergie est similaire aux observations énoncées au panneau radiant avec un point d'inflexion quelques secondes apres l'inflammation. Ceci tend à prouver que malgré la taille de l'éprouvette et la source de chaleur, le comportement est identique.

En outre, les graphes (3.69.a) et (3.69.b) présentent des similitudes de comportement au cours du temps. Comme le laissent entrevoir ces courbes, le rapport entre ces grandeurs [Fig. (3.69.c)] fait ressortir que la puissance délivrée par unité de masse brûlée $\Delta h_{c,eff}$ reste invariante lors de la combustion. Cette valeur moyenne $\overline{\Delta h_{c,eff}} \sim$ 22,17 est similaire à celle mesurée sur la matrice polyester à l'échelle du cône calorimètre (22,17 $MJ.kg^{-1}$ à 50 $kW.m^{-2}$) [Fig. (3.30)].



a/ Taux de dégagement de chaleur. *b/* Taux de perte de masse. *c/* Enthalpie de combustion effective.

FIGURE 3.69 – *Evolution temporelle des paramètres énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI.*

En conséquence, cette remarque précise qu'à l'échelle du MBI, l'énergie dégagée semble principalement liée à la combustion de la résine polyester, confirmant les propos énoncés à l'échelle du cône calorimètre.

Le matériau d'âme, quant à lui, contribue indirectement au dégagement énergétique et aux taux de production d'espèces. Il a un rôle principalement thermique. Afin d'étayer plus en avant ce propos, la figure (3.69.a) expose sur un même graphique, les évolutions de débit calorifique du stratifié polyester/verre, du balsa et du sandwich composite. Il faut tout d'abord noter la différence de niveaux d'intensité atteint par les pics de taux de dégagement de chaleur ainsi que la durée de combustion. Les dégagements énergétiques du stratifié et du balsa sont nettement inférieurs à celui du sandwich. Cette analyse permet de constater que la décomposition d'un parement stratifié dans le cas d'un sandwich est amplifiée par la présence d'une couche sous-jacente isolante. Cette différence de comportement temporel est liée aux propriétés thermiques du balsa qui augmente notablement la résistance thermique du produit. En conséquence, la température de surface du sandwich est majorée par rapport à celle du stratifié, ce qui amplifie sa surface active de pyrolyse.

D'autre part, le balsa ne contribue pas directement, à proprement parlé, à la propagation [Fig. (3.70)]. Les essais réalisés montrent globalement une extinction très rapide de la zone réactionnelle (en moins de $1min\ 50s$). Ce comportement est une particularité intrinsèque du matériau, liée à sa forte porosité. Il est important de remarquer que ce phénomène d'extinction ne se traduit pas par une diminution totale du taux de dégagement de chaleur [Fig. (3.69)]. En effet, le produit continue à se décomposer par combustion solide, produisant principalement CO, CO_2, CH_4 et du formaldéhyde. Rappelons que le taux de dégagement de chaleur est mesuré par déplétion d'oxygène, ce qui tend à expliquer la valeur non nulle de $\dot{Q}$. Après extinction ($t \simeq 100s$), les flammes visibles [Fig. (3.70)] proviennent uniquement de la rampe pilote qui enflamme les gaz de pyrolyse.

Ainsi, dans le cas du sandwich composite, la balsa se décompose simultanément avec la résine polyester imbibée. La résine va se consumer tandis que le balsa va principalement carboniser. Une fois la résine totalement brûlée, le résidu du balsa va avoir tendance à éteindre la zone de réaction en surface. La propagation va dépendre en grande partie du comportement au feu intrinsèque de la résine et de la quantité infusée.

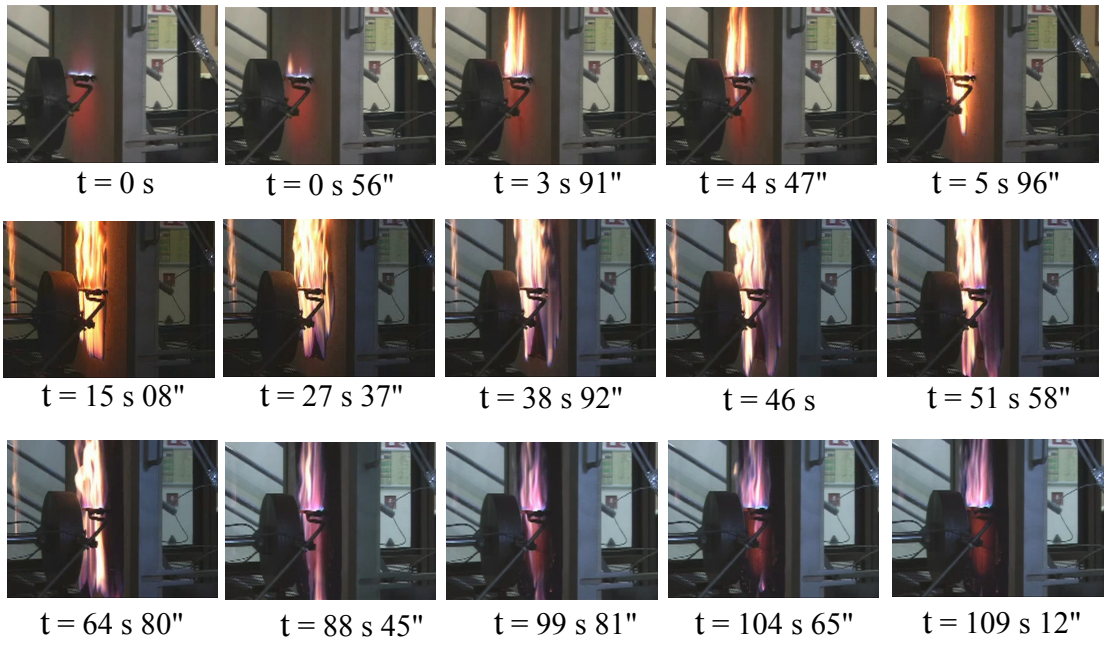


FIGURE 3.70 – *Développement du foyer sur un panneau de balsa pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI.*

3.3.2.2 Numérique

Définition du domaine d'étude

Ce cas sert à tester l'aptitude du code à simuler la propagation d'une flamme de diffusion dominée par les effets de flottabilité représentative d'un feu. Il s'intéresse plus particulièrement à la simulation des phénomènes de combustion par FDS.

La configuration verticale fait partie des cas les plus utilisés pour la validation de la propagation à partir des codes CFD destinés à la simulation du feu. En effet, de nombreuses études expérimentales et numériques ont été réalisées sur ce type de configuration. A ce sujet, notables sont les travaux réalisés par l'équipe de Quintiere de l'université du Maryland [Liang *et al.* (2003)]. Les auteurs en question ont cherché à simuler la propagation sur une plaque de PMMA à l'aide du code FDS 4. Ils se sont interessés en particulier à la hauteur de flammes, à l'évolution de la température et de la vitesse de propagation ainsi qu'aux flux de chaleur en surface. Ils montrent que FDS aboutit à des résultats qualitatifs acceptables malgré la simplicité des modèles de convection, de combustion et de rayonnement.

Dans le cadre de la présente validation, on s'intéresse maintenant à la simulation numérique de l'expérience du MBI pour laquelle on dispose de mesures expérimentales concernant principalement le champs de température en surface ainsi que le taux de dégagement de chaleur et de perte de masse. La quantité de mouvement ne fera pas l'objet de comparaison car ce point n'a pas été étudié expérimentalement au cours de cette thèse. Les simulations du MBI ont été réalisées en respectant les dimensions réelles du banc d'essai expérimental selon la norme NF ISO 21367 (2007). Le domaine de calcul est une boîte rectangulaire de 600 mm selon x, 200 mm selon y et 1250 mm selon z [Fig. (3.71)]. Le domaine est plus haut que lors de l'expérience afin de limiter l'influence relativement forte des conditions limites où les conditions de ventilation

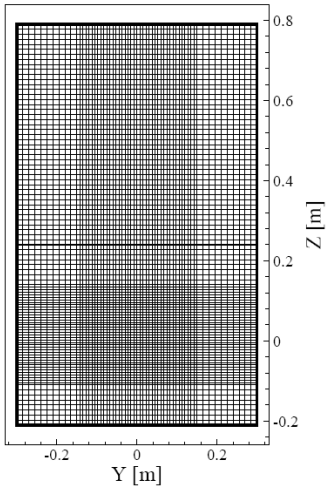


FIGURE 3.71 – *Maillage utilisé pour le MBI.*

sont imposées. Qui plus est, celui-ci est réalisé de sorte à contenir l'intégralité de la flamme.

Les conditions aux limites sont toutes de type "frontière ouverte vers l'extérieur" hormis à $z = Z_{max}$ où un débit d'extraction d'air de 95 $l.s^{-1}$ à 20°C est imposée. En accord avec les observations de Ma (2001), la résolution de maillage est définie de sorte à avoir un $R^{\star} \leqslant$0,07. La discrétisation suivant x, y et z est respectivement de 60, 20 et 125 mailles. La taille des mailles varie selon x de 0,5 à 1 cm, selon z de 0,5 à 1 cm et selon y elle est égale à 1 cm. Ces maillages ont été choisies pour l'évaluation de la combustion et du rayonnement de la flamme au cours de la simulation.

Calibrage de l'irradiance en surface

Une cartographie de l'éclairement énergétique en surface a été réalisée à 40 $kW.m^{-2}$. Les mesures ont été effectuées avec un fluxmètre étalonné au travers d'une plaque de silicate de calcium préalablement perforée [Fig. (3.72)].

On perçoit une inhomogénéité de l'irradiance en surface due à l'influence de la convection sur l'éclairement énergétique. Elle montre clairement une zone en dessous du centre où le flux incident est moindre. Cet écart semble lié à la convection naturelle qui tend à refroidir la surface de l'échantillon.

Une analyse numérique a été réalisée avec un éclairement énergétique similaire (40 $kW.m^{-2}$) pour évaluer la capacité du code à reproduire cette distribution du flux [Fig. (3.73)].

La cartographie expérimentale (3.72) montre une relative inhomogénéité de l'éclairement en surface, tandis que la figure (3.73.a), semble démontrer un aspect circulaire de l'irradiance. Il apparaît qu'à proximité de la source radiante, l'apport thermique est majoritairement radiatif. Il semble *a priori* que la simplicité de la modélisation des flux convectifs évoquée précédemment ne permette pas une résolution précise de la couche limite et de la part convective. Les travaux de Desanghère (2006) confirment ces propos. Cette comparaison met en évidence la difficulté du code pour simuler correctement les aspects convectifs en surface au niveau de la source radiante. Desanghere indique toutefois qu'en situation d'incendie, les températures atteintes et la

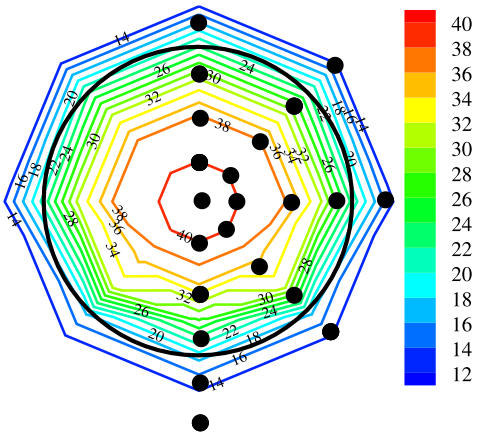


FIGURE 3.72 – *Mesure de l'éclairement (en $kW.m^{-2}$) en surface d'un échantillon incombustible pour un éclairement énergétique de 40 $kW.m^{-2}$ au MBI. La ligne noire caractérise la section de la source radiante et les points noirs spécifient les points de mesures.*

composition des gaz font qu'un flux radiatif important est émis. On peut alors s'attendre à ce que les flux convectifs jouent un rôle *a priori* moins important que les flux radiatifs, ce qui doit permettre de se contenter d'une modélisation assez simple des échanges convectifs aux parois.

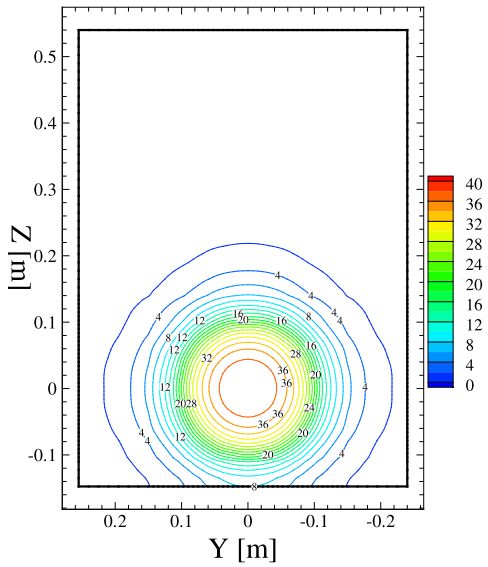
Pour autant, dans le cas du MBI, les échanges pariétaux sont importants et le code, ne permettant pas de simuler la couche limite va générer une source d'erreurs sur la propagation. Ces problèmes seront discutés plus en détail dans les paragraphes qui suivent.

On remarque par ailleurs que l'écoulement des gaz chauds échauffe la partie haute de l'échantillon. Ce point n'a toutefois pas fait l'objet d'une vérification et doit être considéré avec prudence.

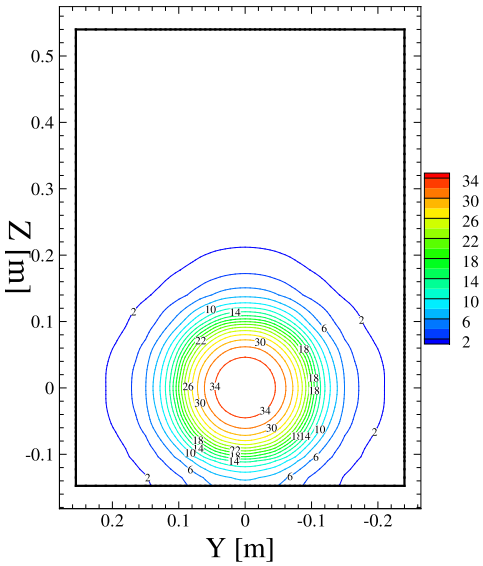
Modification apportée à l'approche par pyrolyse calculée

Chose peu évidente de prime abord, le modèle de décomposition dans sa version actuelle connait quelques difficultés pour prédire les phénomènes de propagation en surface et le bilan d'énergie du sandwich. On rappelle ici qu'à l'échelle du matériau, les problèmes de simulation ont conduit à définir une phase décomposée (fibre/air). Cependant, sitôt que l'on effectue un calcul sur le MBI virtuel, cette couche génère un biais numérique. En effet, il semble que l'énergie restituée par cette phase au matériau d'âme, est trop faible pour échauffer les parties sous-jacentes au parement. La présence de cette couche réduit donc significativement le processus de dégradation sous FDS. C'est cette constatation qui a poussé à comprendre les processus plus en détail et à entreprendre de nouvelles mesures expérimentales.

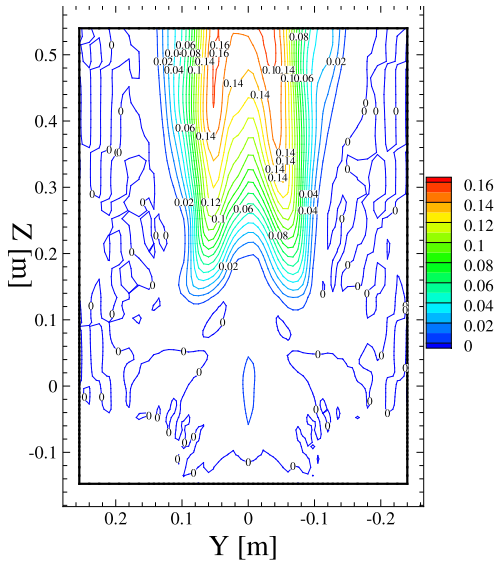
A mesure que la résine du stratifié se consume, les fibres de verre s'échauffent. Une fois la résine totalement dégradée, la phase décomposée constituée de fibres et de gaz peut alors être considérée comme un matériau thermiquement fin. La couche sous jacente (résine + balsa) se trouve alors directement exposée à la source de chaleur. La question est de modéliser ce phénomène qui ne peut être pris parfaitement



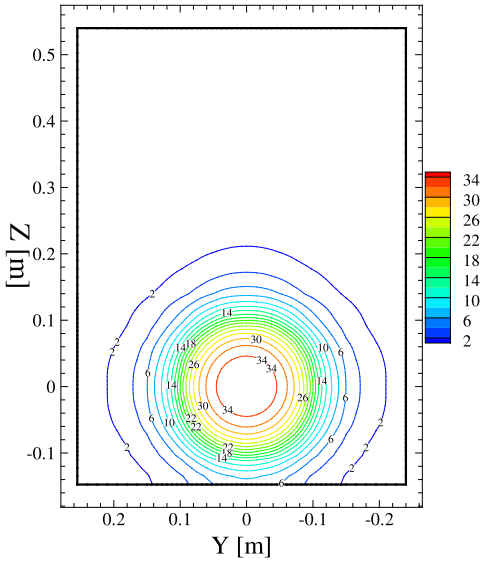
a/ Iso-flux incident numérique obtenu par un flux-mètre virtuel en $kW.m^{-2}$.



b/ Iso-flux net numérique en $kW.m^{-2}$.



c/ Iso-flux convectif numérique en $kW.m^{-2}$.



d/ Iso-flux radiatif numérique en $kW.m^{-2}$.

FIGURE 3.73 – *Iso-flux en surface d'un panneau incombustible pour une consigne de 40 $kW.m^2$ au MBI.*

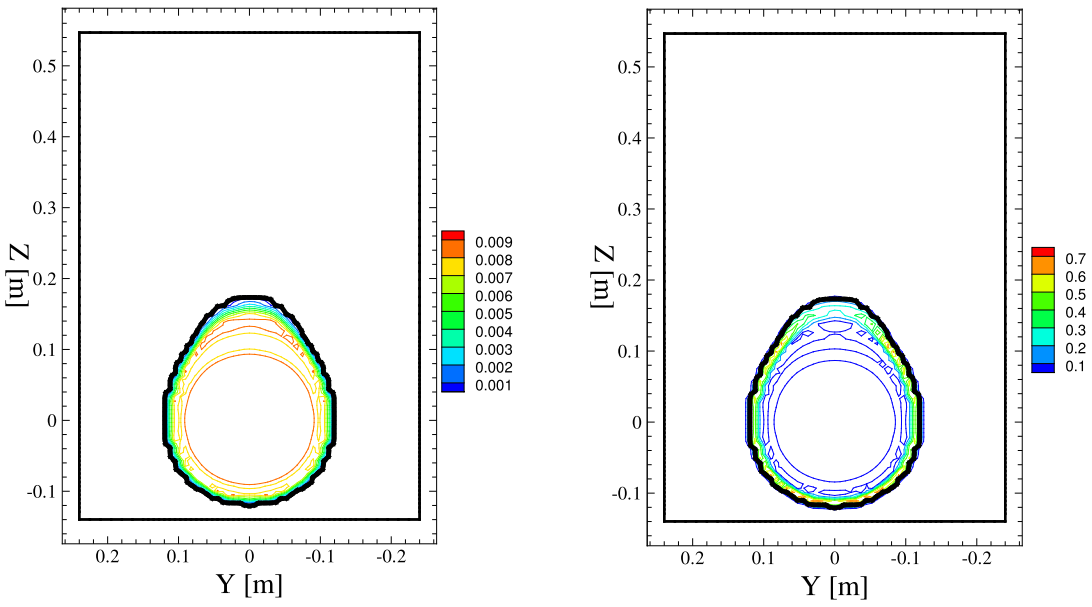
en compte numériquement dans la version actuelle du code.

Sur la base de ces constatations expérimentales, une méthode a été proposée pour faire disparaître numériquement ces fibres. La solution n'est pas si simple car il a été constaté que le code génèrait un artefact numérique dès lors que l'on faisait disparaître ces fibres, produisant ainsi un pic [18] énergétique très important. Ces enseignements ont conduit à envisager une approche différente de celle présentée à l'échelle matériau. La réaction fibre $\longrightarrow$ βfibre a de fait été modifiée de sorte qu'à mesure de l'échauffement, la couche décomposée fibre/gaz disparaisse et soit remplacée par la couche de résine polyester intermédiaire. Cette alternative doit permettre de mieux simuler la dégradation thermique des couches sous-jacentes du parement stratifié. L'erreur potentielle qui peut être commise par cette méthode a tout naturellement été évaluée et validée à l'échelle du cône calorimètre [Annexe (A.5)]. Bien que cette approche soit adoptée pour ce sandwich, elle ne saurait prétendre simuler le comportement d'un autre sandwich ou ne peut pas être envisagée pour un stratifié seul.

Les résultats présentés dans la suite de ce mémoire sont donc ceux obtenus après modification du modèle par pyrolyse calculée.

Comparaison qualitative de la propagation en surface

La propagation en surface du front de pyrolyse est évaluée suivant la même approche qu'au panneau radiant, i.e. en se basant sur la vitesse de perte de masse [Fig. (3.74)].



a/ Iso-contour de $(\dot{m})$ en $g.s^{-1}$ à 300 s.

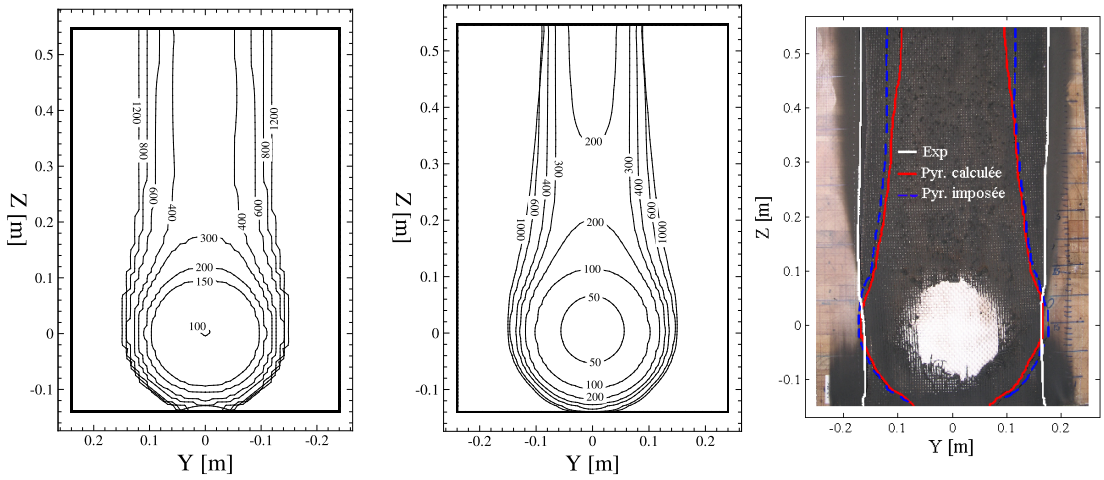
b/ Iso-contour de $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|$ en $g.s^{-1}.m^{-1}$ à 300 s.

FIGURE 3.74 – *Définition du front de pyrolyse du sandwich composite pour un éclairement énergétique de* $50kW.m^{-2}$ *au MBI. L'iso-contour en noir est utilisée pour le suivi de la propagation.*

La méthode proposée au panneau radiant pose toutefois un problème au MBI. En

18. Ce pic énergétique apparait même lorsque que l'on impose par défaut des valeurs nulles aux chaleurs de réaction et de combustion.

effet, dans cette configuration expérimentale, les phénomènes sont différents car la flamme co-courante à l'oxydant recouvre le front de pyrolyse. Par conséquent, cette méthode n'est plus adaptée pour suivre le développement d'un foyer ascendant mais reste valable pour l'étude du front latéral et descendant. Une comparaison des prédictions avec les résultats expérimentaux semble donc délicate pour la propagation ascendante.



a/ Isochrone de la surface active de pyrolyse par pyrolyse imposée .

b/ Isochrone de la surface active de pyrolyse par pyrolyse calculée.

c/ Comparaison prédictions-mesures de la surface active en fin d'essais.

FIGURE 3.75 – *Propagation numérique de la surface active de pyrolyse du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 kW.m^{-2} au MBI.*

Les figures (3.75.a) et (3.75.b) présentent les isochrones numériques du front de pyrolyse. Ces graphes montrent globalement que la surface active de pyrolyse s'étend plus rapidement par pyrolyse calculée que par pyrolyse imposée, ce qui confirme les tendances observées au panneau radiant.

Pour évaluer l'extension de la propagation en surface, le graphe (3.75.c) confronte les surfaces pyrolysées expérimentales et numériques en fin d'essai. L'analyse rend compte des difficultés du code à reproduire fidèlement la propagation latérale en surface. La surface active de pyrolyse observée expérimentalement est plus importante que celle obtenue numériquement. Cette différence peut être due à :

1. l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle. Cette approche qui n'est pas adaptée pour simuler la propagation latérale contre-courant à l'oxydant. La simulation de la propagation requiert en effet une équation tridimensionnelle pour résoudre le problème.
2. la modélisation des phénomènes pariétaux qui est trop élémentaire pour ce cas d'étude. Le code base son fondement sur des corrélations de type plaque plane, qui ne recourent pas à une résolution précise de la couche limite. Les corrélations utilisées pour estimer la température aux parois supposent que la première maille englobe la couche limite, ce qui n'est pas nécessairement bien vérifié avec ce maillage. Il est malheureusement difficile de contourner ce problème étant donné qu'ici la combustion se produit précisément au sein de la couche limite. Il faut toutefois préciser qu'un raffinement de la couche limite serait illusoire pour l'application finale. Pour autant, il semblerait intéressant utiliser à l'avenir un code CFD DES (*Detached Eddy Simulation* en anglais).

3. au choix des coefficients de convection. La simulation numérique ne peut prétendre à une estimation précise du coefficient d'échange convectif car cela nécessite la mise en oeuvre d'une résolution très fine des écoulements, ce qui reste hors de portée de la puissance informatique actuellement disponible pour les études ISI. Bien évidemment, il serait toujours possible d'améliorer *a priori* la précision des calculs par rapport aux mesures en ajustant au mieux ces coefficients. Une alternative peut être envisagée en définissant le flux convectif issu de la flamme à partir du nombre de Spalding B, suivant le principe présenté dans le chapitre 2.4.5.3. Il serait intéressant dans des travaux futurs d'explorer un peu plus en profondeur cette voie.
4. le choix de la discrétisation qui peut exercer une influence importante sur la prédiction. En effet, le modèle de turbulence de Smagorinsky utilisé par FDS suggère que la diffusion de sous-mailles est proportionnelle à la taille des mailles. Un maillage trop grossier associe une forte diffusion qui peut fausser le calcul des profils de température. Pour autant, les mailles trop fines ne donnent pas toujours les meilleurs résultats pour les mêmes raisons. Ceci s'explique par le fait que la diffusion de sous-maille et la diffusion numérique itèrent indirectement plus ou moins bien les phénomènes réels de mélange aux petites échelles. De fait, il semble que la taille de maille utilisée conduit à renforcer les forces de flottabilité au niveau des murs verticaux. L'ensemble du champs de températures à proximité s'en trouve ainsi modifié. Ces propos semblent coïncider avec les travaux de Musser *et al.* (2001).

Reste à présent à quantifier de la propagation en surface et comparer les prédictions aux mesures expérimentales.

Comparaison quantitative de la propagation en surface

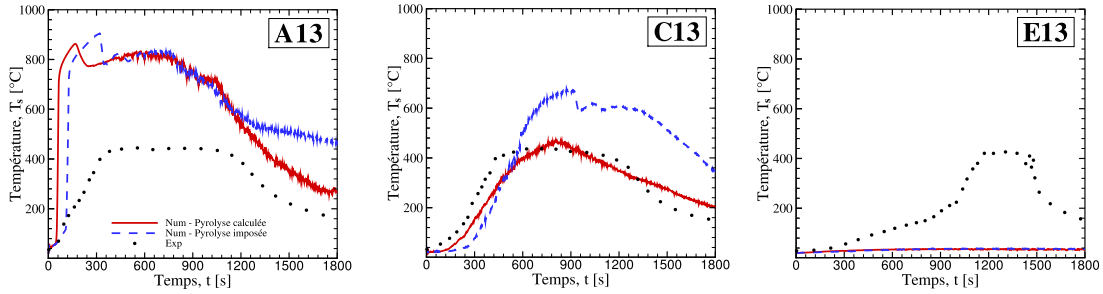
Les grandeurs comparées ici sont les températures en différents points du panneau sandwich [cf Fig. (3.66)]

L'ensemble des résultats n'est pas présenté. Seuls les points [Fig. (3.66)] à proximité de la source radiante (points 1/, 3/ et 5/) et en haut du panneau (Points 13/) sont reportés.

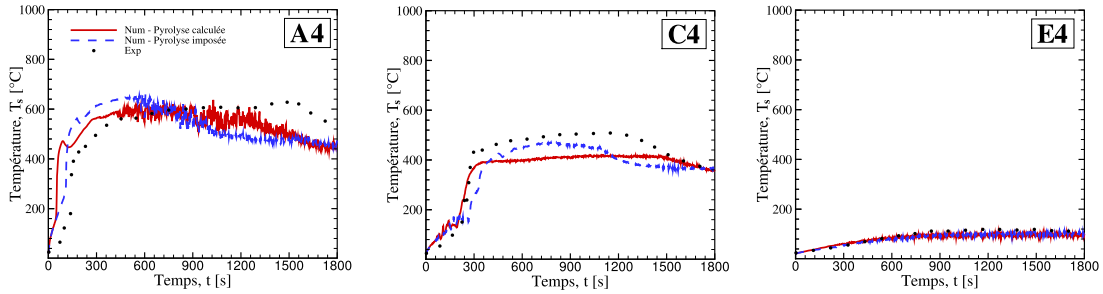
Hormis pour les points A.13/ à E.13/, les graphes révèlent que les prédictions en températures, indépendamment de la méthode, sont en assez bon accord avec les températures. Il est possible de remarquer qu'en général pour les points 3/ à 5/ l'allure des courbes est bien reproduite avec un écart maximum évalué à 25%. Pour les points 1/, l'inflammation numérique est plus rapide que la mesure. Les résultats soulignent les difficultés du code à prédire la propagation descendante.

Au niveau des points 13/, les températures prédites sont largement surévaluées. Cette surestimation provient du fait qu'un fort dégagement de chaleur est prédit au bord supérieur du panneau. Ceci semble dû aux problèmes énoncés dans le paragraphe précédent mais également au modèle de combustion employé. FDS fait en effet l'hypothèse que le dégagement de chaleur est proportionnel au gradient [19] de fraction de mélange. Cette surestimation se traduit par une majoration du flux thermique vers le panneau. Ce phénomène génére l'apparition d'une surface active de pyrolyse n'ayant pas lieu d'être. Cet artefact numérique lié au modèle de combustion pourrait être sans doute évité en prolongeant l'échantillon d'un panneau

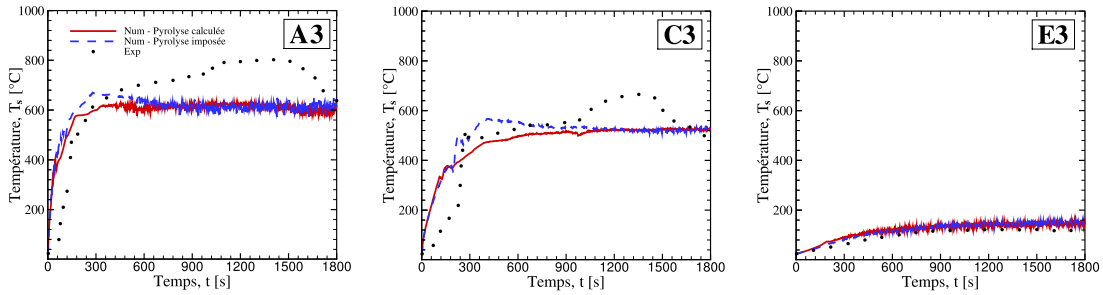
19. L'évaluation de ce gradient fait appel à des schémas aux différences finies dont la précision est naturellement limitée et dépend dans une large mesure de la résolution du maillage utilisé.



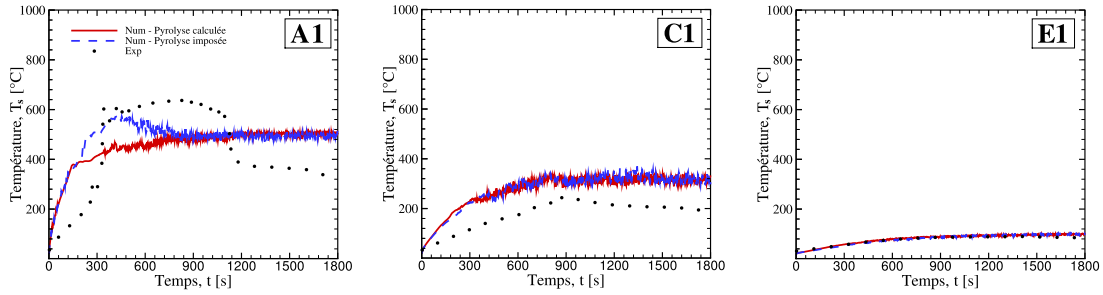
a/ A13. *b/* C13. *c/* E13.



d/ A5. *e/* C5. *f/* E5.



g/ A3. *h/* C3. *i/* E3.



j/ A1. *k/* C1. *l/* E1.

FIGURE 3.76 – *Comparaisons entre prédictions et mesures des températures en surface du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 kW.m^{-2} au MBI.*

incombustible suivant le principe de Pizzo (2007). Ce point n'a pas été approfondi au cours de ces travaux et devra être une priorité des prochains objectifs.

C'est à partir de ces simulations qu'il a été possible de définir la position du front de pyrolyse. Les prédictions numériques sont confrontées aux mesures sur la figure (3.77).

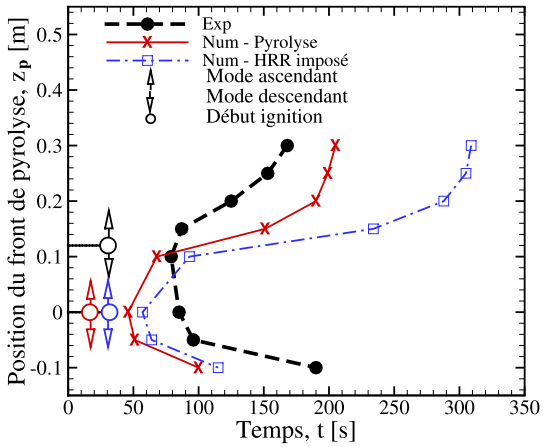


FIGURE 3.77 – *Comparaisons entre prédictions et mesures de la propagation du front de pyrolyse en surface du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI.*

Il faut à ce propos préciser que la comparaison n'est réalisée que sur l'intervalle [-0,15< z <0,3 m]. Pour z >0,3 m se forme une zone de pyrolyse liée à la propagation vers le bas de l'artéfact numérique cité plus haut. De fait, l'auteur a préféré ignorer ces mesures.

Le graphe (3.77) souligne que l'inflammation ne se produit pas à la même hauteur entre la prédiction numérique et la mesure. L'allumage numérique se trouve décalé de 0,12 m par rapport à la mesure. Cette différence peut s'expliquer par le fait que le modèle de combustion ne simule pas l'inflammation des gaz de pyrolyse par une rampe pilote. Ici aussi, le sens de la flèche spécifie le mode de propagation de la surface active de pyrolyse.

Concernant la propagation descendante, il semble que les modèles soient plus rapides que la réalité. Ce comportement est similaire à celui observé au panneau radiant, en mode contre courant à l'oxydant.

En revanche en mode ascendant, il semble que les codes soient plus lents que la réalité. Ceci peut être lié au fort dégagement de chaleur prédit en haut du panneau. Étant donné que la chaleur fournie par la combustion a été surestimée dans la partie supérieure du sandwich ($z > 0,3m$), et que la quantité totale d'énergie libérée est constante, le dégagement de chaleur est amoindri en dessous ($z < 0,3m$).

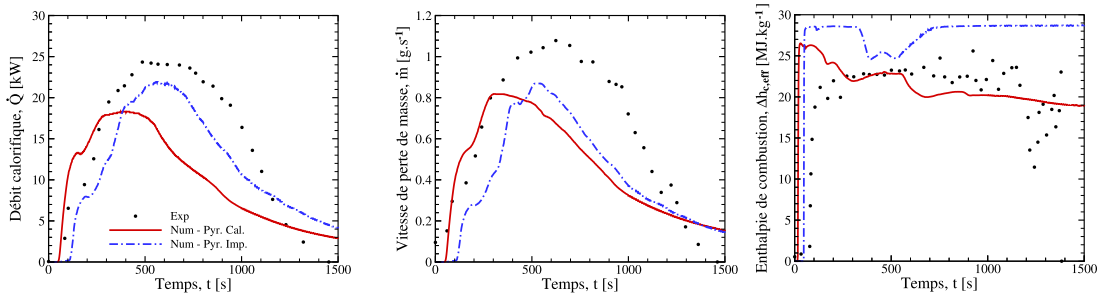
Par ailleurs, les difficultés pour prédire le taux de production des suies et leur contribution radiative peuvent contribuer à expliquer au moins qualitativement l'erreur commise. Au sein de la flamme, le bilan d'énergie nécessite une modélisation fine de formation/oxydation des suies afin d'évaluer la contribution radiative et notamment la fraction radiative. Pour ce faire, le code utilise une approximation pour prédire le terme source radiatif issu de la combustion. Dans la plupart des cas, le maillage est insuffisamment fin pour utiliser, dans le bilan radiatif, la température moyenne de chaque maille traversée par la surface de flamme. Si bien

qu'une constante χ_r sert à représenter la fraction d'énergie chimique libérée sous forme d'énergie radiative au niveau de chaque maille concernée par la génération de chaleur. Néanmoins le choix de cette valeur utilisable au niveau local reste délicat car cette dernière ne correspond pas à la valeur globale. L'influence de ce paramètre χ_r pris dans le cas présent à 0,35 peut donc peut avoir une répercution importante sur la température en surface au sein de la zone de réaction et donc sur la position du front de pyrolyse. Ce paramètre n'a toutefois pas fait l'objet d'étude de sensibilité pour évaluer sa contribution.

En tout état de cause, la comparaison entre la propagation expérimentale et numérique sur ce type de matériau reste à l'heure actuelle encore très délicate. La variation occasionnée sur la position de la pyrolyse par un écart de température est largement acceptable pour les travaux présentés ici, en regard des incertitudes expérimentales bien que non quantifiées.

Bilans énergétique et massique

En complément de la phase propagatrive, des simulations numériques sont confrontées aux mesures expérimentales en vue de comparer de manière quantitative les bilans énergétiques et massiques [Fig. (3.78)].



a/ Taux de dégagement de chaleur. *b/* Vitesse de perte de masse. *c/* Enthalpie de combustion effective.

FIGURE 3.78 – *Comparaisons entre prédictions et mesures des paramètres énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 kW.m^{-2} au MBI.*

Là encore, les écarts entre les prédictions et les mesures sur les bilans d'énergie sont quantifiés suivant l'analyse fonctionnelle décrite en annexe (A.1). Les comparaisons vectorielles, d'après les normes euclidienne et hybride sont résumées dans la table (3.24).

TABLE 3.24 – *Analyse de comparaison des bilans d'énergie ($\dot{Q}$) au MBI.*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\,\theta$	ϵ [%]	$cos\,\theta$
Pyrolyse imposée	18,4	0,98	18,3	0,98
Pyrolyse calculée	30,6	0,94	30,6	0,94

Ces graphes permettent de souligner les limites des modèles pour prédire le dégagement énergétique et la perte de matière. Il faut en effet retenir que les modèles aboutissent à un écart important [Tab. (3.24)]. Bien que les simulations par pyrolyse calculée aient été entreprises en modifiant la réaction des fibres, la figure (3.78.a)

montre que l'écart résultant de l'ordre de 30,6% est nettement supérieur à celui émis par pyrolyse imposée (de l'ordre de 18,3%). Pour autant, le $cos\ \theta$ de la norme euclidienne précise que le déphasage entre les prédictions et les mesures est faible tandis que la norme hybride souligne des similitudes de comportement.

Le graphe (3.78.b) montre que l'amplitude de perte de masses est similaire entre les deux approches. Cette constatation motive à se demander pourquoi le dégagement énergétique est plus importante pour l'approche par pyrolyse imposée. Il semble tout simplement que la différence soit liée au fait que l'approche PI majore l'énergie dégagée par unité de combustible brulée [Fig. (3.78.c)]. Ces tendances montrent tout l'intérêt de comparer le taux de perte de masse $\dot{m}$.

Ces observations démontrent ici encore, les problèmes pour simuler la propagation d'une flamme se développant au sein d'une couche limite d'une plaque plaque.

3.3.3 Conclusion à l'échelle du produit semi-fini

Cette section a présenté les résultats expérimentaux et numériques du comportement au feu du sandwich à l'échelle du produit semi fini.

Sur un plan expérimental, ces essais ont mis en évidence le fort pouvoir de propagation du sandwich composite. L'extension du front de flamme est liée à la combustion de la résine et indirectement aux propriétés thermiques du balsa qui amplifient la combustion. Les essais réalisés sur le matériau d'âme montrent, globalement, que le balsa ne contribuera pas à la propagation dès lors que la résine sera consumée.

D'un point de vue numérique, l'objectif était de valider le modèle de pyrolyse défini aux échelles précédentes. Il s'agissait également de comparer ces résultats à l'approche par pyrolyse imposée. Tout d'abord, il est possible d'affirmer que ces configurations expérimentales se situent à la limite du code de simulation car les corrélations utilisées pour estimer les flux de chaleur aux parois supposent que la première maille englobe la couche limite, ce qui n'est pas nécessairement bien vérifié avec ce maillage. Il est malheureusement difficile de contourner ce problème étant donné qu'ici la combustion a lieu précisément au sein de la couche limite. Indépendamment de l'approche, FDS connait de grosses difficultés pour simuler la propagation en particulier en contre-courant à l'oxydant. Cette difficulté semble liée en grande partie à l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle. A cela, il faut ajouter la simplicité :

- du modèle de fraction de mélange qui ne permet pas de tenir compte de l'oxydation de la phase solide sous la flamme ;
- du modèle de rayonnement qui évalue la contribution radiative au travers d'un paramètre globale χ_r.

Des travaux futurs devront en conséquence explorer un peu plus en profondeur ces différents points. En particulier, il semble nécessaire de réaliser des travaux sur l'interaction de la zone réactionnelle et du champs de concentration de suie sur la propagation de flamme.

En résumé, les résultats paraissent dans l'ensemble acceptables pour le type d'application qui est faite avec ce genre d'outil numérique, c'est-à-dire des simulations destinées à avoir une vision plutôt globale des problèmes en un temps raisonnable.

3.4 Echelle produit fini : Single Burning Item

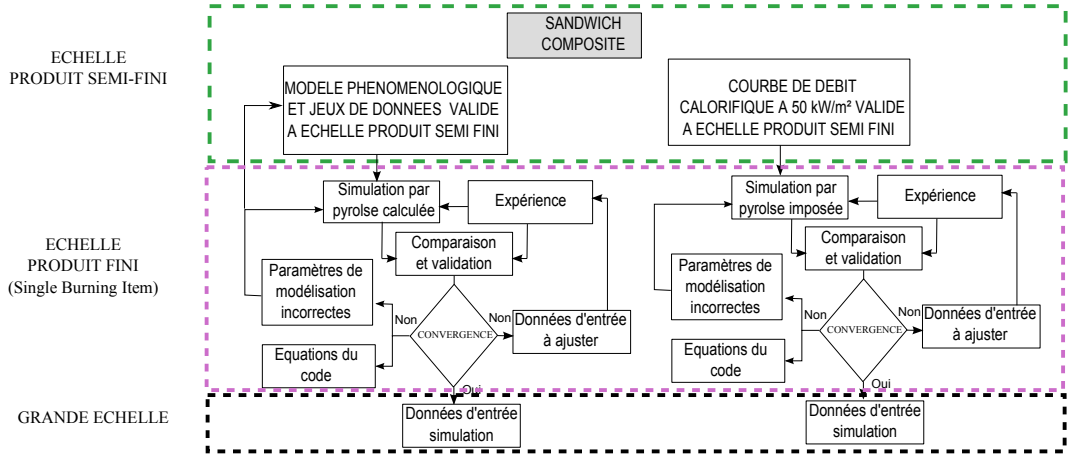


FIGURE 3.79 – *Méthodologie à l'échelle produit fini.*

La présente section vient à s'intéresser à l'**échelle produit fini**. On entend par cette locution, des échantillons ($> 1m^2$) dont la masse est supérieure de la dizaine de kilogramme. Cette échelle prend en outre en considération les conditions de montage (coins, assemblages de panneaux par exemple) qui peuvent avoir des répercutions importantes sur le comportement au feu du produit.

L'essai retenu est le Single Burning Item (SBI). La méthode d'essai est conçue pour étudier l'influence d'un objet isolé en feu (OIF) dans un coin, sur la dynamique d'extension d'un foyer sur le matériau testé. Cet essai est particulièrement adapté aux produits pour lesquels des résultats à petite échelle sont considérés comme non fiables en raison de problèmes de fusion, de production de goutte, de fendillement ou d'écaillage, etc.. et plus particulièrement pour des ensembles comprenant des composites et des joints.

Contrairement aux essais aux échelles précédentes, le SBI permet une évaluation du comportement au feu du sandwich composite face à la sollicitation thermique d'une flamme similaire à celles auxquelles il pourrait être exposé dans le développement d'un incendie réel. Le but premier de l'essai est de décrire qualitativement et quantitativement la propagation et le développement du feu sur le produit composite. Les résultats permettent normalement de calibrer et de classer le produit. Ceci n'a pas été fait ici.

Très peu d'études ont été réalisées dans cette configuration expérimentale compte tenu de la complexité de la géométrie. L'un des premiers à relever le défi fut Qian (1995) qui étudia les phénomènes sur des plaques de PMMA. L'auteur montre que modéliser la propagation de la flamme dans un coin est loin d'être trivial. La modélisation ne peut pas utiliser les expressions analytiques développées pour des panneaux verticaux seuls. En effet, cette configuration exige un examen approfondi en raison de l'extension bidimensionnelle (verticale et latérale) de la surface active de pyrolyse et de la turbulence du foyer induit par l'écoulement. Qian a développé un modèle unidimensionnel simulant la progression d'un front de pyrolyse en forme de $\mathcal{M}$. En dépit de l'hypothèse selon laquelle il néglige la diffusion thermique latérale, son modèle, pour autant, est en accord à 90% avec les mesures expérimentales de la

FIGURE 3.80 – *Propagation latérale sur la grande aile au SBI.*

propagation. En sus, il atteste expérimentalement qu'un coin amplifie la croissance du foyer en montrant que la vitesse de propagation est trois fois plus rapide que sur un panneau seul.

C'est en se basant sur ces travaux que la présente section vient à étudier le comportement au feu du sandwich.

3.4.1 Expérimental

Rappelons ici que l'essai du single burning item consiste à exposer des éprouvettes formant un dièdre à une flamme de diffusion de propane à lit de sable d'une puissance nominale de (30,7 $\pm$ 2,0) kW. Le brûleur à gaz est dimensionné de telle sorte qu'il simule un objet isolé en flamme posé dans un coin d'une pièce (une corbeille à papier ou un siège par exemple). Le coin est reconstitué par l'assemblage de deux éprouvettes de 1,50 m de haut et de largeur respective 1 m et 0,5 m. Ces deux éprouvettes sont montées de façon à reproduire, dans la mesure du possible, leurs conditions de mise en oeuvre dans un ouvrage réel.

Cette phase expérimentale :

- évalue la hauteur de flamme sur une structure incombustible et aide à comprendre les interactions entre une flamme de diffusion et des panneaux verticaux.
- mesure le taux de dégagement de chaleur et étudie la propagation de la flamme en surface du sandwich composite.
- réalise une comparaison des taux de productions d'espèces avec ceux obtenus aux échelles précédentes.
- définit les données de validation necéssaires pour la simulation.

Hauteur de flamme sur des plaques incombustibles

La proximité des parois limite le débit d'air arrivant au niveau du brûleur, ce qui conduit à une dissymétrie de la flamme. La hauteur de flamme, lorsque le brûleur est placé dans un coin est nettement supérieure à celle que l'on obtiendrait en écartant le brûleur du coin. La réduction du débit d'air entraîné par restriction de l'espace, amène alors la flamme à s'allonger de 20% selon Drysdale (1998).

Cette configuration expérimentale permet d'imposer simultanément sur les deux parois un éclairement énergétique important. Le refroidissement radiatif des parois est limité au moins à proximité du foyer. Cela permet ainsi de solliciter fortement au même moment une plus grande surface du produit testé.

Lors de la combustion, les flammes de diffusion d'une certaine puissance ($> 30kW$ génèrent des structures turbulentes se détachant sous forme de bouffés de gaz à une certaine fréquence. Ce phénomène "intermittent" est usuellement dénommé *battement de flamme* (ou *puffing* en anglais) [Zukoski *et al.* (1981)]. Cette instabilité rend difficile la mesure de la hauteur de flamme via une image instantanée en l'occurrence.

Zukoski *et al.* (1981) affirment qu'une hauteur de flamme moyenne peut être déterminée à partir des zones définies par McCaffrey (1995)[20]. Ils introduisent pour cela une intermittence $I(z)$ à la distance z au-dessus de la source la probabilité de présence de la flamme visible. Concrètement, la hauteur moyenne de flamme est alors définie comme la côte z à laquelle la probabilité de présence de la flamme visible est de 50% dans l'axe. Concrètement, cette hauteur moyenne est définie comme la distance au-dessus de la source où l'intermittence a décliné jusqu'à 0,5. Expérimentalement, cette hauteur moyenne est évaluée par traitement d'images d'un film suivant l'approche de Audouin (1995). Dans sa thèse, l'auteur en question a réalisé un traitement statistique d'un nombre important d'images afin d'obtenir les caractéristiques géométriques moyennes de la flamme. En se basant sur les travaux de Zukoski *et al.* (1981), il spécifie que l'intensité de chaque pixel est comprise sur un intervalle $[0\,;I_{max}]$. Audouin affirme qu'il est alors possible d'estimer l'iso-contour à $I = I_{max}/2$ correspondant au contour moyen de flamme. La hauteur moyenne est alors définie en mesurant la distance entre le brûleur et l'iso-contour 0,5.

H_{fl} a été évaluée sur une plaque incombustible en moyennant la hauteur sur 20 images échantillonnées aléatoirement sur 3 minutes. Les mesures indiquent une valeur moyenne de $0,79\,m$.

En dépit du nombre important d'études réalisées sur les flammes de diffusion, très peu de travaux on été entrepris sur l'influence d'un angle sur la hauteur de flamme. Hasemi et Tokunaga (1984) prouvent toutefois qu'il est possible d'appliquer aux flammes de coin les corrélations empiriques couramment rencontrées dans le

20. Dans ces travaux de référence, McCaffrey (1995) distingue que le panache au-dessus d'un brûleur est constitué de trois régions distinctes :

1. une zone près de la surface du brûleur où il existe flamme persistante et un écoulement de gaz de combustion qui accélère. C'est la zone de flamme.
2. une région dans laquelle il y a des flammes par intermittence et une vitesse d'écoulement presque constante. C'est la zone d'intermittence.
3. un panache thermique qui est caractérisé par des vitesses et des températures qui décroissent avec la hauteur. Cette zone ne contient pas de flamme.

domaine pour des feux de nappe "libres" et cela malgré la réduction significative de la quantité d'air entrainée ($\sim$ 40 %). Heskestad (2002) montre que, dans le cas de flammes à bas nombre de Froude, le rapport de la hauteur de flamme sur la longueur caractéristique du foyer L est proportionnelle au débit de combustible :

$$\frac{H_{fl}}{D} = 15,6\frac{(c_p T_\infty)^{1/5}\dot{Q}^{2/5}}{\Delta h_{air}^{3/5}(\rho_\infty\sqrt{g.D}D^2)^{2/5}} - 1,02 \tag{3.20}$$

où $\Delta h_{air} = 2,932\, MJ.kg_{air}^{-1}$ pour le propane.

Cette expression conduit dans notre cas à une hauteur théorique de flamme qui vaut environ $0,68\, m$ dans le cas d'un feu libre. Drysdale (1998) propose d'augmenter cette valeur de 20% pour une $0,6 < \dot{Q}^\star < 4$, ce qui est le cas ici. Cela porte la hauteur de flamme à 0,82 m. L'erreur commise par l'expression est alors de 2,5% par rapport à la mesure expérimentale.

En résumé, l'analytique permet donc de prédire fidèlement la hauteur de flamme dans le cas d'un feu de coin.

Bilan énergétique

La puissance énergétique mesurée au cours de l'essai est la somme des contributions du brûleur et de la contribution du produit.

$$\dot{Q}_{tot}(t) = \dot{Q}_b(t) + \dot{Q}_m \tag{3.21}$$

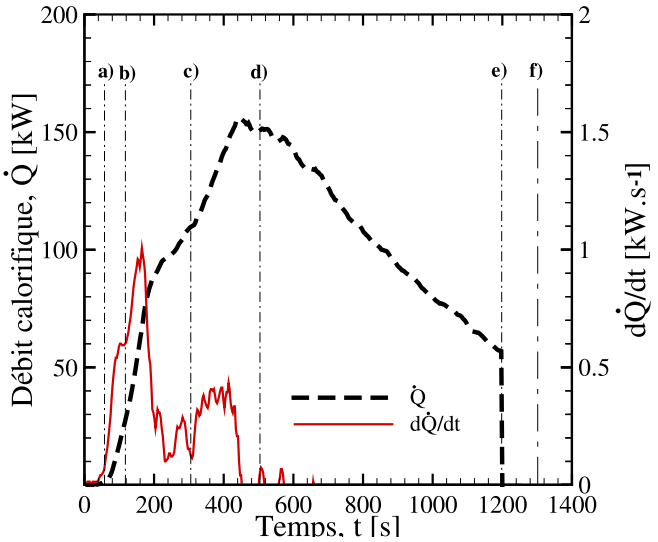
où $\dot{Q}_m$ le taux de dégagement de chaleur du produit.

Pour notre étude, la puissance délivrée par le brûleur a été soustraite afin d'évaluer uniquement la contribution du sandwich. Les évolutions temporelles de l'énergie dégagée par la combustion du sandwich ainsi que sa dérivée sont reportées sur ce graphe (3.81). Les figures (3.81.a) à (3.81.f) permettent de suivre en simultané l'évolution du développement du foyer sur l'échantillon. Il est intéressant de constater que le taux de dégagement de chaleur croît rapidement à partir de t =57 s [Fig. (3.81.a)]. A ce stade, la propagation principalement en mode co-courant (ascendant), est gouvernée par le transfert convectif et radiatif de la flamme [Fig. (3.81.b)]. La surface active de pyrolyse de la grande aile peut alors être associée à une forme en $\mathcal{L}$. L'extension de la surface active est connexe d'une part au rayonnement de l'environnement (la flamme et des gaz chauds) et d'autre part des échanges radiatifs entre les parois.

A partir de 312 s on perçoit une nouvelle accélération de la croissance du foyer [Fig.(3.81.c)]. Le feu, alors pleinement développé, consume principalement la résine polyester à l'aplomb du brûleur.

Les propriétés intrinsèques du sandwich font que la surface active de pyrolyse commence à s'étendre latéralement. Ce développement en forme de $\mathcal{V}$ [Fig.(3.81.d)] résulte principalement de l'échauffement des gaz chauds. Là encore, cette extension est synonyme d'un matériau ayant un fort pouvoir propagateur. Le taux de dégagement augmente jusqu'à atteindre un maximum à t =430 s. Dès lors que la résine est consumée, on observe une extinction de la flamme en surface. Le matériau d'âme contient alors la combustion en produisant une épaisseur importante de charbon.

Du fait d'un bon comportement au feu intrinsèque et de la protection résiduelle des fibres de verre [Fig.(3.81.e)], le balsa ne se dégrade pas dans toute son épaisseur. La flamme qu'il est possible de distinguer sur cette image résulte principalement de



a/ $t = 57\,s$.

b/ $t = 120\,s$.

c/ $t = 312\,s$.

d/ $t = 500\,s$.

e/ $t = 1200\,s$.

f/ $t = 1300\,s$.

FIGURE 3.81 – *Evolution temporelle du taux de dégagement de chaleur et évolution du développement du foyer en surface su sandwich composite au SBI.*

l'inflammation des gaz de décomposition du dit balsa. Il s'ensuit une diminution du taux de production de gaz.

A l'instant t =1200 s, l'arrêt du brûleur se traduit par une décroissance significative du taux de dégagement de chaleur et une extinction quasi-totale des flammes [Fig.(3.81.f)].

Taux de production

Les taux de production des espèces chimiques par unité de masse brûlée du sandwich au SBI sont comparés aux résultats obtenus aux échelles précédentes [Tab. (3.25)].

TABLE 3.25 – *Taux de production de fumée par masse de combustion consumée.*

	GAZ	**CC**	**MBI**	**SBI**
		$[mg.g^{-1}]$	$[mg.g^{-1}]$	$[mg.g^{-1}]$
Y_{CO}	46,3 ± 3,1	31,7 ± 1,6	26,2 ±1,31	
Y_{CO_2}	2210,0 ± 86,0	1920,6± 96,3	2267,2 ±113,4	
Y_{CH_4}	2,1 ± 0,1	0,7 ± 0,1	0,3 ±0,1	
Y_{HCOH}	4,1 ± 0,2	1,9 ± 0,2	2,7 ±0,1	
Y_{NO}	0,69 ± 0,1	1,3 ± 0,1	1.9 ±0,1	
$Y_{C_2H_4}$	2,1 ± 0,2	0,9 ± 0,1	0,8 ±0,1	
Y_{CO}/Y_{CO_2}		0,036	0,016	0,011
$\dot{m}_{max}$	$[g.s^{-1}]$	0,15	1,1	6.9
D_{Ox}	$[l.s^{-1}]$	24	95	600

La table (3.25) montre clairement que les taux de production totaux des espèces chimiques sont différents sur les différents bancs. Ceci est le signe d'une modification de la cinétique de décomposition. Néanmoins, le schéma réactionnel reste inchangé à chacune des échelles.

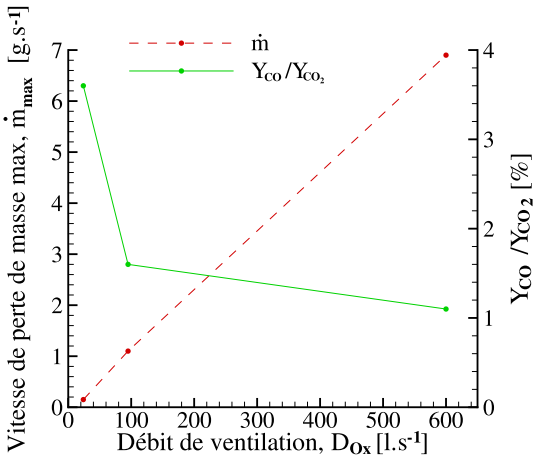


FIGURE 3.82 – *Evolution du taux de perte de masse maximum $\dot{m}_{max}$ et du débit volumique de ventilation D_{Ox} pour les différents bancs.*

Le graphe de la figure (3.82) propose l'évolution du taux de perte de masse maximum $\dot{m}_{max}$ et du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} en fonction de débit volumique de ventilation D_{Ox} des différents bancs expérimentaux. On observe une tendance intuitive : le taux de perte de masse augmente avec la débit volumique. La loi d'évolution du taux de

perte de masse avec D_{Ox} a été approchée par une fonction linéaire. Cette régression linéaire confirme la tendance selon laquelle la combustion sur les différents bancs se produit dans des conditions bien ventilées. Cette tendance est confirmée via le rapport Y_{CO}/Y_{CO_2}. En effet la norme NF ISO 19706 (2007) précise qu'en deçà de Y_{CO}/Y_{CO_2}<5%, la combustion se produit globalement dans des conditions bien ventilées.

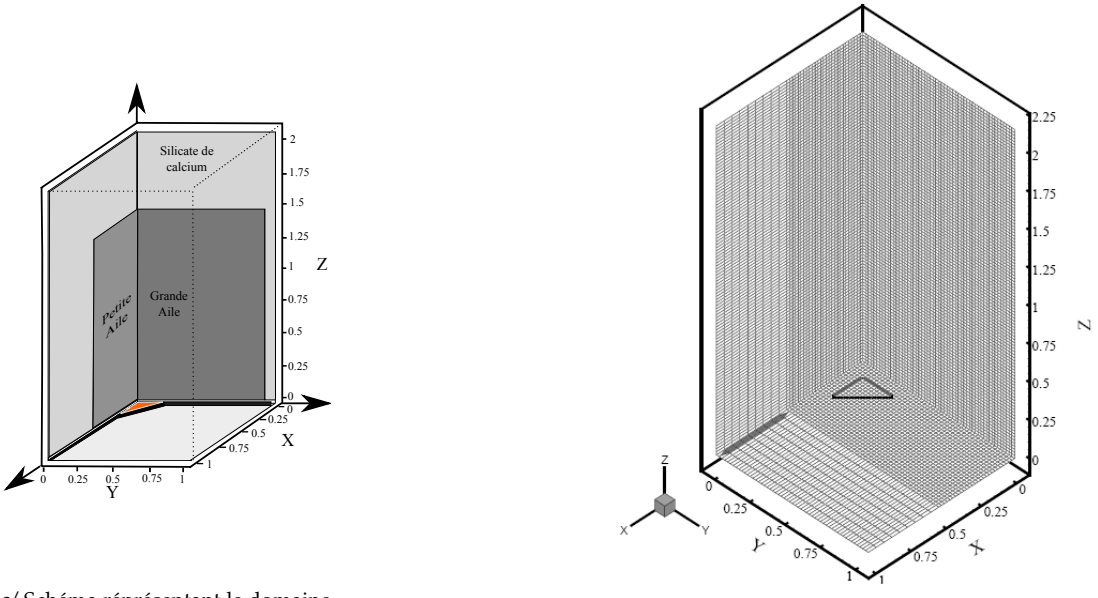
Cette droite induit donc que la décomposition du sandwich n'est par contrôlée par la quantité d'oxygène mais par la cinétique de décomposition. Le taux de production des espèces gazeuses va donc dépendre des configurations expérimentales et du mode d'attaque thermique. Cette analyse montre dès lors tout l'intérêt d'une approche multi-échelle pour étudier le processus de dégradation du matériau, sous réserve que les conditions restent bien ventilées.

3.4.2 Numérique

Ce cas de validation s'appuie sur les résultats expérimentaux. La présente section a trait à évaluer la capacité du code à préjuger le comportement au feu du sandwich lorsqu'il est exposé à une flamme de diffusion. Il s'agit également de vérifier son aptitude à prédire la contribution d'un angle sur le développement d'un foyer.

3.4.2.1 Définition du domaine de calcul

Les simulations du SBI ont été réalisées en respectant les dimensions réelles du banc d'essai expérimental (NF EN 13823 (2002)). Le domaine de calcul est une boîte rectangulaire de 1040 mm selon x, 1080 mm selon y et 2160 mm selon z [Fig. (3.83)]. Le domaine est plus haut que lors de l'expérience afin de limiter l'influence relativement forte de la ventilation imposée à la limite supérieure du domaine. Celui-ci a de surcroît été défini de sorte à contenir l'intégralité de la flamme.



a/ Schéma réprésentant le domaine de calcul.

b/ Maillage.

FIGURE 3.83 – *Domaine de calcul utilisé pour le SBI.*

La discrétisation suivant x, y et z est respectivement de 36, 54 et 108 mailles. Ce maillage respecte la contrainte $R^\star < 0,07$. La taille des mailles varie selon x de 2 à

6 cm, selon y de 2 à 6 cm et selon z elle est égale à 2 cm. Cette discrétisation représente un compromis entre la résolution de la zone de réaction et la contrainte imposant que les mailles ne soient pas trop raffinées près des parois.

3.4.2.2 Conditions aux limites

Aérodynamique

A la frontière $z = Z_{max}$ un débit d'extraction d'air de $0,60\ m^3.s^{-1}$ à 20°C a été spécifié. Le sol en $z = 0$ est défini par un matériau inerte. Sur les autres frontières, i.e. en $x = 0$, $x = X_{max}$, $y = 0$ et $y = Y_{max}$, la condition imposée est une condition de type frontière ouverte vers l'extérieur : le gradient de vitesse est nul et la pression est fixée à la pression ambiante. Ces conditions permettent une libre circulation de l'air dans l'ensemble du domaine.

Le brûleur de forme triangulaire se situe à 5 cm au dessus du sol. Le code FDS ne permettant de générer que des géométries parallélépipédiques, le foyer est représenté par une surface apparente similaire (un des côtés du brûleur est représenté en dents de scie). Un débit de propane est injecté uniformément sur toute la surface du brûleur et dans la direction normale à la surface (de direction z).

Thermique

Les parois sont réprésentées par des solides en silicate de calcium. Toutes les surfaces sont définies à la température de 20°C est leur emissivité est prise égale à 0,9. Les propriétés thermiques en température du matériau (jusqu'à 800°C) sont extraites de la base de données du LNE. La grande et la petite ailes caractérisent le produit étudié initialement à 20°C.

La température de l'écoulement en $x = X_{max}$, et $y = Y_{max}$ et celle du combustible injecté à travers le brûleur sont fixées à la température ambiante. Les plaques sont initialement à une température de 20°C qui est de de l'ordre des températures expérimentales observées. Les frontières libres sont à température ambiante.

3.4.2.3 Scénario

A $t = 0$ la puissance calorifique du brûleur passe de 0 kW à sa valeur imposée. Au bout d'un certain temps, l'écoulement et la flamme atteignent un état quasi-stationnaire. On suppose que l'écoulement est établi dès lors que la puissance calorifique recherchée est atteinte.

3.4.2.4 Calibrage du terme source

Pour s'assurer d'une bonne reproduction de l'attaque thermique du brûleur, un calibrage du foyer a d'abord été réalisé par simulation avec un support inerte de silicate de calcium initialement à 20°C. Nous avons successivement procédé à

- la validation globale de la puissance du foyer ;
- la validation globale de la hauteur de flamme ;
- la validation locale de l'attaque thermique.

Validation globale sur la puissance du brûleur

Dans un premier temps, une première calibration globale est accomplie sur les bilans d'énergie et de matière afin de reproduire l'attaque thermique du brûleur de (30,7 $\pm$ 2,0) kW. Les résultats sont présentés sur le graphe de la figure (3.84). Il est important de préciser que cette validation a été réalisée avec la réaction du propane et non du polyester. Le comportement peut donc être altéré car la composition centésimale n'est pas identique.

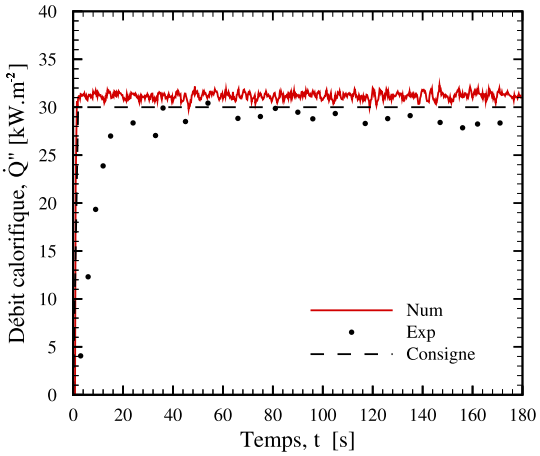


FIGURE 3.84 – *Calibrage de la puissance du brûleur de propane.*

La puissance moyenne expérimentale émise par la flamme après stabilisation est de (29,8 $\pm$ 4,1) kW tandis que FDS reproduit une attaque thermique de (31,1$\pm$ 2,0) kW. Notons que la cinétique de montée en puissance observée expérimentalement est liée au principe de mesure par déplétion d'oxygène et à la diffusion gazeuse entre le point d'émission de la flamme et le point de mesure. Elle correspond à un artéfact expérimental et seules les valeurs en régime stabilisé sont considérées dans le calcul.

Validation globale sur la hauteur de flamme

Dans un second temps la validation a été réalisée sur le bilan de quantité de mouvement afin pour tenter de reproduire la hauteur de flamme. De ce calibrage vont dépendre le rayonnement et l'énergie dégagée lors la combustion. Cette zone fixe aussi la zone de panache inerte importante vis à vis des écoulements. Rappelons enfin que les températures maximales sont atteintes au sein de la flamme lors d'un incendie. Il est donc primordial de simuler correctement cette hauteur de façon à pouvoir lier *in fine* les mesures expérimentales aux résultats calculés par FDS.

Dans la littérature, de nombreux auteurs se sont efforcés de modéliser la hauteur de flamme via FDS. Ma (2001) a été l'un des premiers à réaliser une étude pour un nombre de Froude $\dot{Q}^\star$ compris entre 0,1 et 10. Pour ce faire, l'auteur moyenne sur 4 s les valeurs du taux de dégagement de chaleur par unité de volume. Ces valeurs sont ensuite intégrées dans le domaine de combustion au-dessus de la surface du brûleur ; un $\dot{Q}$ en fonction de la hauteur est ainsi obtenu. La hauteur où 99% du débit calorifique est atteint est considérée comme le sommet de la flamme. Cela équivaut à considérer qu'au-dessous de cette hauteur, 99% de la réaction chimique se produit. En utilisant cette méthode, c'est avec un $R^\star$ égal à 0,05 que les hauteurs de flamme simulées sont les plus proches des hauteurs maximales obtenues à l'aide de

la corrélation de Zukoski *et al.* (1981). Si $R^\star$ est supérieur à cette valeur, la hauteur de flamme est sous-estimée ; et vice versa. Cette valeur de $R^\star$ est beaucoup plus stricte que celle de 0,1 suggérée par Baum *et al.* (1997) pour la simulation du panache d'un foyer avec un modèle LES.

Dans notre cas, la hauteur de flamme numérique a été estimée suivant l'approche de Zukoski *et al.* (1981) en utilisant l'intermittence à 50% en se basant sur le taux de dégagement de chaleur par unité de volume. Les valeurs obtenues par les différentes approches sont résumées dans la table (3.26).

TABLE 3.26 – *Hauteurs moyennes de flamme.*

	Expérimentale	**Heskestad**	**Numérique (FDS)**
Hauteur moyenne [m]	0,79	0,82	0,76
Ecart relatif ϵ [%]		3,8	3,8

La valeur obtenue par FDS est très proche de la valeur expérimentale, avec un écart type ϵ par rapport à la mesure de l'ordre de 3,8%. Cette remarque induit que la discrétisation adoptée, en accord avec les propos de Ma (2001) ($R^\star \leq 0,05$), est capable de reproduire de manière satisfaisante la hauteur de flamme.

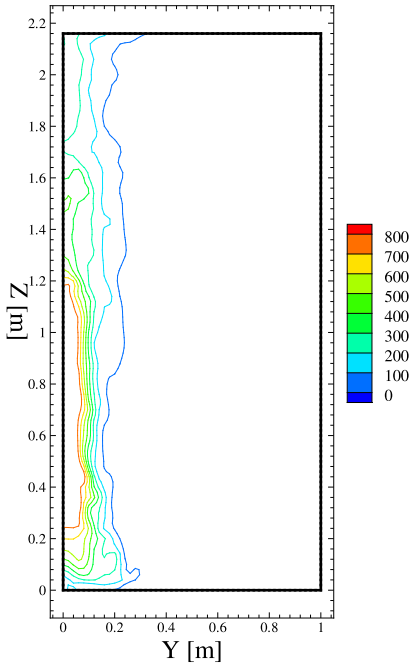
Les champs moyens dans une coupe verticale passant par le centre du brûleur x =0 sont présentés ici afin de discuter de manière qualitative des caractéristiques de la flamme étudiée. La figure illustre les différents champs numériques à l'instant t =300 s.

La cartographie (3.85.a) met en évidence une zone au-dessus du brûleur où la température est plus faible. Compte tenu de la faible vitesse à laquelle le combustible gazeux sort du brûleur, il existe une transition d'un écoulement laminaire vers un écoulement turbulent à cet endroit. On observe en effet une flamme qui fluctue avec une certaine fréquence. Plus en aval l'écoulement conduit à l'apparition de grandes structures turbulentes. Il est intéressant de noter que, même si le modèle de turbulence du code FDS ne peut théoriquement reproduire un tel phénomène de transition, le calcul prédit un léger phénomène de battement à proximité du brûleur.

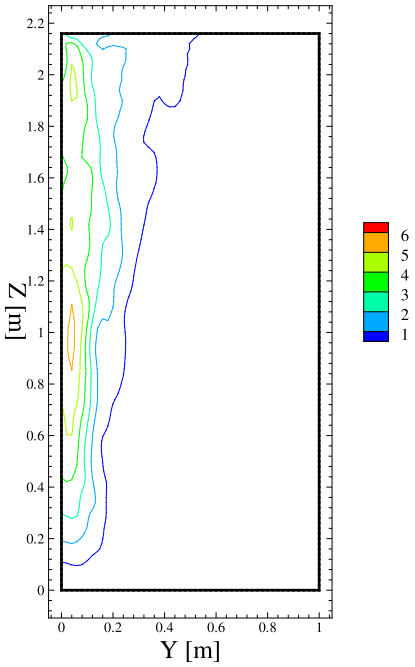
Les cartographies (3.85.b) présentent les champs de vitesse moyens. Cette figure montre un élargissement du panache et l'existence d'une zone de forte vitesse ascensionnelle située entre 0,1 et 2,2 m.

La fraction de mélange est représentée sur la figure (3.85.c). La valeur stoechiométrique de Z_{st} est de l'ordre de 0,06 dans le cas du propane. La hauteur de l'isosurface de fraction de mélange stoechiométrique est de l'ordre de 3 à 4 fois la longueur caractéristique du brûleur, ce qui est comparable avec la hauteur de flamme persistante donnée par Mc Caffrey.

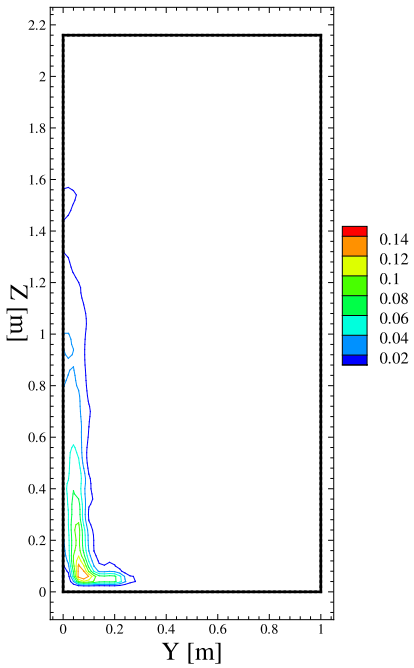
Le dégagement de chaleur volumique est présenté sur la figure (3.85.d). Le maximum du dégagement de chaleur est situé dans la zone de fraction de mélange stoechiométrique, mais il est relativement étalé du fait de l'existence de poches de combustibles gazeux imbrûlés se détachant du brûleur pour être consommées plus loin dans le panache. Ce phénomène, dit *puffing*, est souvent observé expérimentalement avec ce type de flamme. Il est bien reproduit ici par la simulation numérique. Sa fréquence n'a pas pu être évaluée expérimentalement, elle ne peut donc pas être comparée avec les calculs. Il est à noter que l'essentiel du dégagement de chaleur se produit dans une zone allant jusqu'à 1,1 m au-dessus du brûleur, ce qui correspond



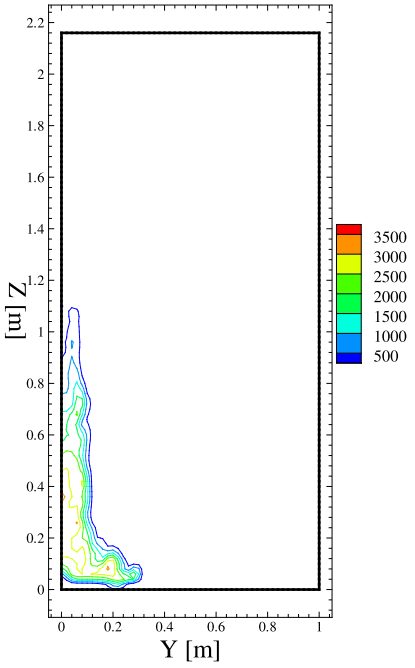
a/ Iso-contour de température T en °C.



b/ Iso-contour en vitesse v en $m.s^{-1}$.



c/ Iso-contour de fraction de mélange Z.



d/ Iso-contour de taux de dégagement de chaleur par unité de volume $\dot{Q}'''$ en $kW.m^{-3}$.

FIGURE 3.85 – *Champs numériques au niveau du brûleur au SBI.*

bien aux zones de flammes persistantes et intermittentes selon McCaffrey (1995). La figure (3.85.d) montre aussi que le dégagement de chaleur est très fort. Ceci est dû au fait que le calcul du dégagement de chaleur est basé sur des gradients de fraction de mélange, qui prennent des valeurs importantes dans cette zone.

Les résultats présentés dans ces sections ont été obtenus en définissant comme réaction celle du propane. Toutefois que le cadre du sandwich composite, la réaction étudiée est celle du polyester. La différence des compositions centésimales entre le propane et le polyester peut donc modifier les grandeurs présentées ici tels que la hauteur de flamme, l'éclairement énergétique, etc.. Les écarts n'ont pas été évalués.

Cette phase de validation du brûleur montre toutefois, dans le cas de flamme à bas nombre de Froude, la capacité du code FDS à simuler une configuration mettant en jeu des phénomènes de combustion caractéristiques des situations d'incendie. Malgré la relative simplicité du modèle, les résultats semblent en bon accord avec les mesures. Le dégagement de chaleur semble être correctement localisé et on peut en déduire que les phénomènes de transfert thermique dans les gaz, d'entraînement d'air, de diffusion, etc. semblent *a priori* bien reproduit par le code.

A présent, il convient de s'assurer que l'éclairement énergétique local au niveau de la grande aile incombustible est bien reproduit. Ce travail fait l'objet de la section suivante.

Validation locale

Une validation locale est exécutée d'une part sur des températures de surface, et d'autre part sur des mesures de flux thermique. Ces mesures validations et de comparaisons sont les résultats d'une étude antérieure réalisée au LNE [Guillaume *et al.* (2007)]. Elles sont opérées sur la grande aile en essai [21] en différents points :

- Le point 1 est situé à 8 cm horizontalement et à 16 cm verticalement (point de mesure) ;
- Le point 2 est situé à 8 cm horizontalement et à 75 cm verticalement (point de mesure) ;
- Le point 3 est situé à 20 cm horizontalement et à 30 cm verticalement (point de mesure) ;
- Le point 4 est situé à 8 cm horizontalement et à 30 cm verticalement (point de comparaison) ;
- Le point 5 est situé à 8 cm horizontalement et à 45 cm verticalement (point de comparaison).

Concernant la temperature de surface, la mesure est menée à l'aide d'une caméra infrarouge étalonnée, en spécifiant l'émissivité du support. Elle a été réalisée après extinction du brûleur, soit 30 secondes après un échauffement de 5 minutes.

D'un point de vue numérique, des sondes de température et des fluxmètres numériques (en anglais *gauge heat flux*) ont été positionnés aux différents points de sorte à pouvoir comparer les prédictions aux mesures. La mesure réalisée par le fluxmètre numérique est très proche de la réalité car $\dot{q}''_{i,\theta}$ [Eq. (3.22)] est conditionnée par la

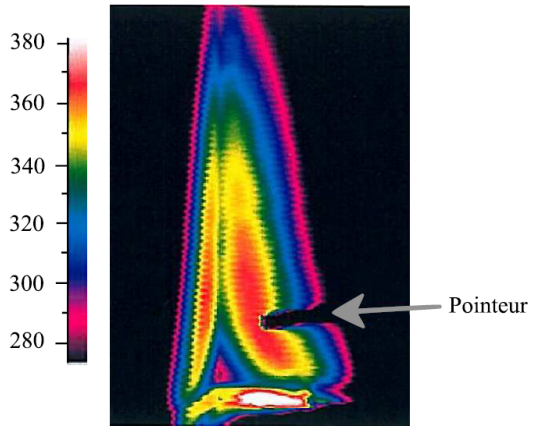
21. En silicate de calcuim.

température de refroidissement du capteur T_0, par défaut à 20°C.

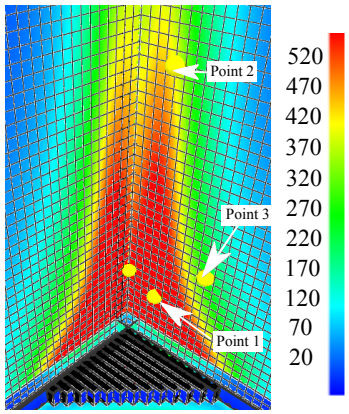
$$\dot{q}''_{i,\theta} = \frac{\dot{q}''_r}{\varepsilon} + \dot{q}''_c + h_{cv}(T_g - T_0) + \varepsilon(T_g^4 - T_0^4) \tag{3.22}$$

L'ensemble des résultats est reporté dans la table (3.27). Les valeurs obtenues aux

TABLE 3.27 – *Comparaison entre les températures mesurées et calculées au SBI.*



a/ Experience.



b/ Simulation.

	EXPERIMENTAL $[°C]$	**NUMERIQUE** $[°C]$
Point 1	370 ± 10	378
Point 2	< 280	228
Point 3	< 280	180
Point 4	350 ± 10	345
Point 5	330 ± 10	320

points 1/, 4/ et 5/ sont parfaitement reproduites numériquement compte tenu de l'incertitude expérimentale. Les températures aux points 2/ et 3/ sont en revanche mal prédites. Ce désaccord semble lié au fait que ces points de mesures se situent aux frontières de la flamme de diffusion. Ainsi dans FDS, la part rayonnée du taux de dégagement de chaleur est fonction à la fois du débit calorifique local et de la fraction radiative χ_r. Le débit calorifique local n'est pas calculé très précisément, à cause du modèle à fraction de mélange et du maillage qui n'est en général jamais assez affiné pour obtenir une valeur correcte. Puisque FDS n'utilise qu'une valeur moyennée sur une maille, les températures des gaz sont sous-estimées à proximité de la flamme si le maillage est trop grossier. Et comme le rayonnement des gaz a une dépendance en T^4, cette sous-estimation de la température des gaz se fait d'autant plus ressentir au niveau du panneau, ce qui peut expliquer les écarts aux points 2/ et 3/.

Intéressons-nous à présent à la distribution de l'éclairement énergétique en surface de la grande aile en silicate de calcium. La validation est réalisée via les trois points de mesures 1/, 2/ et 3/. Pour ce faire, les données expérimentales proviennent d'essais interlaboratoires et de fait intègrent la reproductibilité de l'expérience. L'incertitude expérimentale est évaluée à 2,8 fois l'écart type de la reproductibilité [Guillaume *et al.* (2007)]. L'ensemble des valeurs mesurées et prédites est donné dans la table (3.28).

L'analyse conduit aux mêmes observations que pour les températures. Le flux au point 1/ est correctement reproduit numériquement. En revanche, la simplicité des modèles de rayonnement et de convection ne permet pas de reproduire fidèlement

TABLE 3.28 – *Comparaison entre les différents flux mesurés et calculés.*

POSITIONS	PARAMETRES		EXPERIMENTAL	NUMERIQUE	
Point 1	Flux mesuré par un fluxmètre	$[kW.m^{-2}]$	$54,81 \pm 4,17$	55,1	-
	Flux incident	$[kW.m^{-2}]$		47·5	-
	Flux net total	$[kW.m^{-2}]$		9·7	-
	Flux net radiative surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		8.2	84,5%
	Flux net convective surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		1.5	15,5%
	Température surface (CaSi)	$[^{\circ}C]$		640	-
Point 2	Flux mesuré par un fluxmètre	$[kW.m^{-2}]$	$20,95 \pm 2,94$	16,8	-
	Flux incident	$[kW.m^{-2}]$		12,2	-
	Flux net total	$[kW.m^{-2}]$		5,3	-
	Flux net radiatif surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		2,4	45,3%
	Flux net convectif surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		2,9	45,7%
	Température surface (CaSi)	$[^{\circ}C]$		350	-
Point 3	Flux mesuré par un fluxmètre	$[kW.m^{-2}]$	$13,79 \pm 2,74$	9,9	-
	Flux incident	$[kW.m^{-2}]$		7,9	-
	Flux net total	$[kW.m^{-2}]$		4,3	-
	Flux net radiatif surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		5,1	-
	Flux net convectif surface (CaSi)	$[kW.m^{-2}]$		-0,8	-
	Température surface (CaSi)	$[^{\circ}C]$		242,7	-

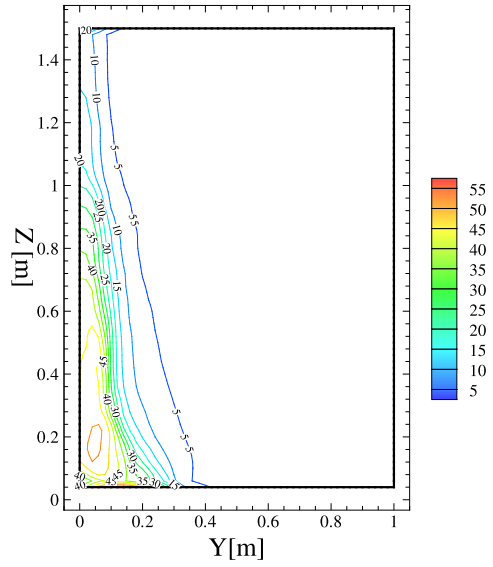
les températures au point 2/ et plus particulièrement au point 3/. Les points de mesures se situent aux frontières de la flamme de diffusion, zone très intermittente par définition. L'erreur provient également des biais introduits par les mesures des flux de surface en présence de flamme.

Dans le but d'évaluer les transferts d'énergie de la flamme sur le proche environnement, les cartographies de l'éclairement énergétique en surface de la grande aile [Fig. (3.86)] sont données. La distribution du flux net total incident sur la graphe (3.86.a) a été obtenue en utilisant un fluxmètre numérique. On remarque que l'essentiel du dégagement de chaleur et l'attaque thermique de la flamme se produit dans l'angle dans une zone allant jusqu'à $70\,cm$ au-dessus du brûleur. La cartographie montre également qu'au sein de la flamme, le dégagement de chaleur est très fort près des bords du brûleur. Ceci vient au fait que le calcul du dégagement de chaleur est basé sur les gradients de fraction de mélange qui prennent une valeur importante dans cette zone.

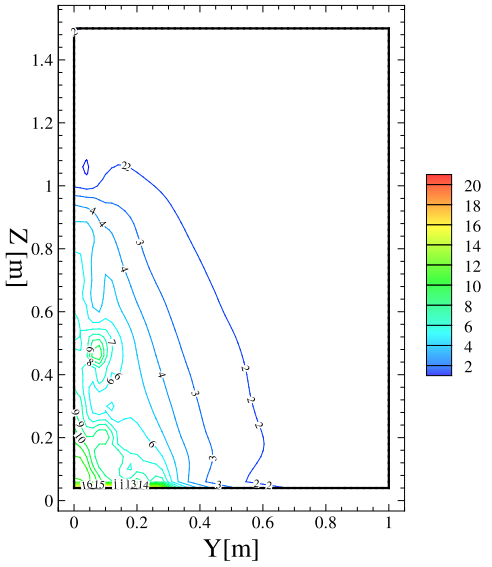
La simulation conduit, au sein de la flamme de diffusion à une attaque thermique supérieure à $45\,kW.m^{-2}$ sur une surface totale d'exposition d'environ $0,22\,m^2$. En raison de la turbulence du foyer, la surface impactée par la flamme n'évolue pas tout à fait de manière identique sur les deux ailes.

L'analyse :

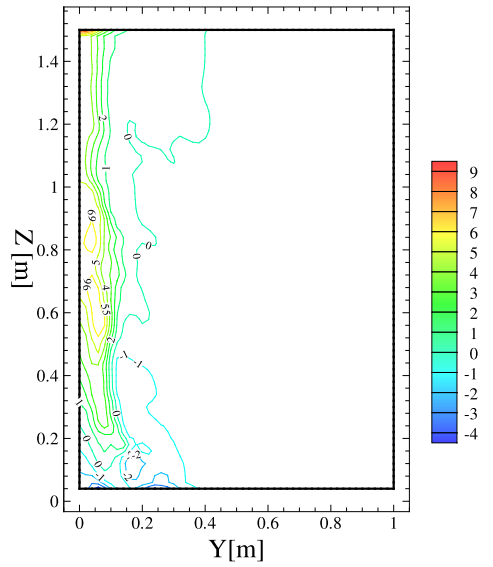
- au point 1/, montre que le rayonnement est prépondérant et correspond à 84,5% du flux net total. Le figure (3.86.b) semble rendre compte que la zone impactée par la flamme est refroidie par l'écoulement de l'oxydant et du débit de propane.
- au point 2/ démontre que la part radiative diminue à mesure que l'on s'éloigne du brûleur. Le flux convectif contribue pour moitié à l'échauffement du matériau dans la partie intermittente de la flamme comprise entre $0,5$ et $1,2\,m$. L'erreur numérique peut provenir de la discrétisation des angles solides utilisée



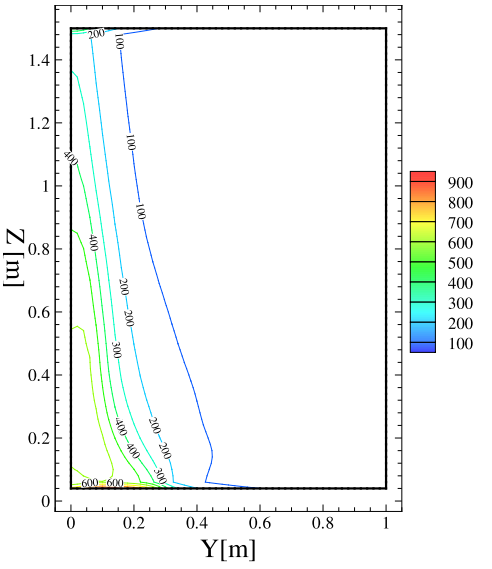
a/ Iso-flux net mesuré en $kW.m^{-2}$ par un fluxmètre à $t = 300\,s$.



b/ Iso-flux net radiatif en $kW.m^{-2}$ à $t = 300\,s$.



c/ Iso-flux net convectif en $kW.m^{-2}$ à $t = 300\,s$.



d/ Iso-température en $kW.m^{-2}$ à $t = 300\,s$.

FIGURE 3.86 – *Attaque thermique de la flamme sur la grande aile du SBI en matériau incombustible.*

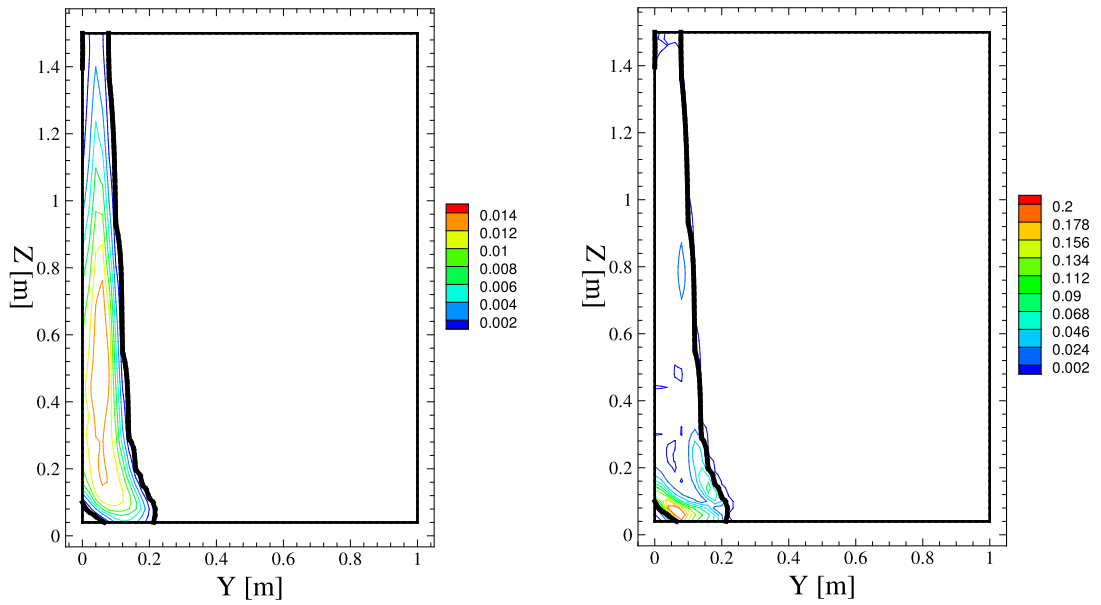
pour modéliser l'ETR. Cette particularité entraîne une sous-évaluation importante du flux radiatif lorsque l'on s'éloigne de la source.

– au point 3/ souligne que l'échauffement est majoritairement radiatif. Le flux d'air en direction du foyer tend en outre à refroidir la surface à proximité de la flamme. Ce point souligne de nouveau les limites du code pour prédire correctement l'échauffement lié dans ce cas principalement au rayonnement de la flamme. Cet écart avec la mesure expérimentale peut en sus provenir de la discrétisation des angles solide utilisée et de la relative simplicité du traitement des échanges aux parois dans FDS. Enfin il faut souligner que le code simule la flamme avec une épaisseur optique nulle alors qu'en réalité ce n'est pas le cas.

En résumé, cette phase de validation du brûleur a montré toutes les capacités du code FDS à simuler le développement d'un foyer dans un coin. Malgré la relative simplicité des modèles de combustion, de rayonnement et de convection, les résultats restent corrects. On peut donc en déduire que l'ensemble de phénomènes physique sont *a priori* bien reproduit par le code pour simuler le SBI. Cependant, il faut souligner ici que le maillage est assez raffiné par rapport à ce qui est mis en oeuvre dans des simulations de scénarios incendie à grande échelle. On peut donc d'ores et déjà dire à l'issue de cette validation, que les modèles utilisés par FDS se comportent de manière correcte à cette échelle.

3.4.2.5 Comparaisons qualitatives de la propagation en surface

Là encore, la position du front de la surface active de pyrolyse est définie à partir de $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|_{max}$ de la phase solide [Fig (3.87)]. Cette méthode se révèle bien adaptée pour étudier de façon qualitative la progression temporelle de la pyrolyse.



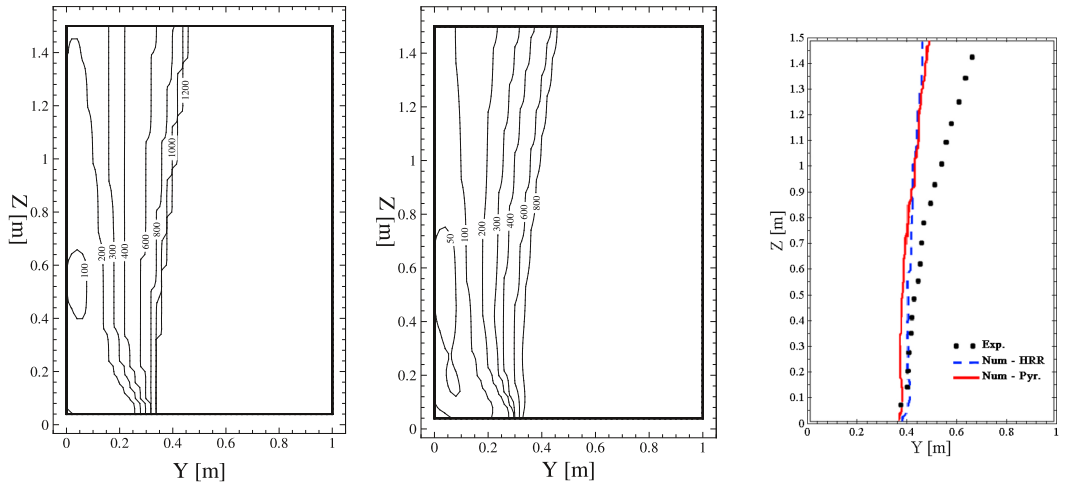
a/ Iso-contour du taux de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $t = 100\,s$.

b/ Iso-contour de la norme du gradient du taux de perte de masse par unité de surface $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|$ en $g.s^{-1}.m^{-1}$] à $t = 100\,s$.

FIGURE 3.87 – *Définition de la position front de pyrolyse sur le grande aile du SBI en sandwich composite.*

La superposition sur un même graphe des iso-contours de $\|\overrightarrow{grad}(\dot{m})\|_{max}$, illustre

de façon qualitative l'évolution temporelle du front de propagation numérique [Fig. (3.90)].



a/ Isochrones du front de pyrolyse numérique par pyrolyse imposée.

b/ Isochrones du front de pyrolyse numérique par pyrolye calculée.

c/ Comparaison de la surface active de pyrolyse en fin d'essai entre mesures et prédiction.

FIGURE 3.88 – *Propagation de la surface active de pyrolyse sur la grande aile du SBI en sandwich composite.*

Les résultats révèlent que l'extension de la surface active de pyrolyse est plus rapide par pyrolyse calculée (PC) que par pyrolyse imposée (PI). Ces observations sont tout à fait en accord avec les tendances observées au panneau radiant et au medium burning item.

Aucune mesure quantitative de propagation n'a pu être réalisée expérimentalement. Toutefois pour évaluer la propagation en surface, nous avons décidé de comparer les surfaces pyrolysées expérimentales et numériques en fin d'essai, comme l'illustre la figure (3.90.c). Elle montre tout d'abord les difficultés du code pour prédire fidèlement la propagation latérale en surface du sandwich. On remarque ensuite que la surface pyrolysée ne dépend pas de l'approche numérique choisie. La surface totale pyrolysée expérimentale est prédite à 82% par pyrolysé calculée et à 84% par pyrolyse imposée.

Pour conclure, les observations tirées de ce graphe tendent à prouver une fois de plus, si besoin en était, que le code FDS ne simule pas parfaitement la progression latérale des flammes. L'utilisation d'une équation unidimensionnelle est trop simpliste pour prétendre reproduire la propagation latérale d'un produit ayant un fort pouvoir propagateur (forme $\mathcal{V}$). Ce type de modèle reste toutefois suffisant pour des matériaux ayant un faible pouvoir propagateur (surface active de pyrolyse en forme de $\mathcal{L}$). Dans ce cas de figure, la propagation est principalement ascendante et dépend en grande partie du rayonnement.

3.4.2.6 Comparaisons quantitatives du bilan énergétique

L'évolution temporelle du taux de dégagement de chaleur est donnée par la figure (3.89). La perte de masse n'est pas présentée car le banc d'essai ne dispose pas de système de pesée. Ici aussi, les écarts entre les prédictions et les mesures sur les bilans d'énergie ont été quantifiés suivant l'analyse fonctionnelle décrite en annexe

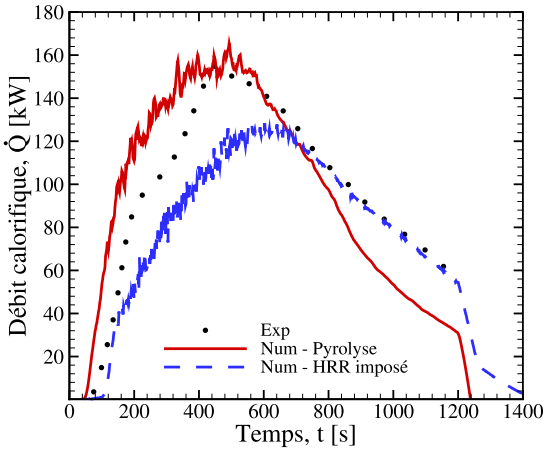


FIGURE 3.89 – *Evolution du taux de dégagement de chaleur du sandwich composite au SBI.*

(A.1). Les comparaisons vectorielles, d'après les normes euclidienne et hybride sont résumées dans la table (3.29). Dans le cas présent, la valeur du cosinus de l'angle

TABLE 3.29 – *Analyse de comparaison des bilans d'énergie ($\dot{Q}$) du sandwich composite au SBI.*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\ \theta$	ϵ [%]	$cos\ \theta$
Pyrolyse imposée	15	0,99	15	0,95
Pyrolyse calculée	2,6	0,98	2,6	0,98

de la norme hybride montrent globalement un faible éloignement en forme (cosinus de l'angle proche de un). La norme euclidienne montre que l'écart relatif entre les vecteurs est de moins de 3% pour l'approche PC et de 15% pour l'approche PI. Le déphasage entre les courbes est faible (cosinus de l'angle proche de un) indépedamment de l'approche.

Ces différents résultats montrent que les calculs aboutissent à une bonne estimation du développement du foyer. La figure (3.89) expose outre cela que les phases de montée en puissance sont correctement reproduites avec cependant une pente plus forte, corrélée à une extension plus rapide du foyer pour l'approche par pyrolyse calculée. Ce résultat est en accord avec les observations de Hietaniemi *et al.* (2004) et ceux de Lautenberger *et al.* (2009). Ce comportement s'explique par le fait que lors de la phase de développement, la propagation est principalement ascendante. Ce mode de propagation, co-courant, est gourverné principalement par les apports convectifs et radiatifs de la flamme ; la contribution de la conduction en phase solide et gazeuse étant négligeable.

Par ailleurs, la figure (3.89) rend compte que l'approche par calcul de pyrolyse surévalue le dégagement énergétique $\dot{Q}$ aux environs de 200s. Ces résultats démontrent de nouveau, que par cette méthode, la flamme se propage en surface plus rapidement qu'en réalité.

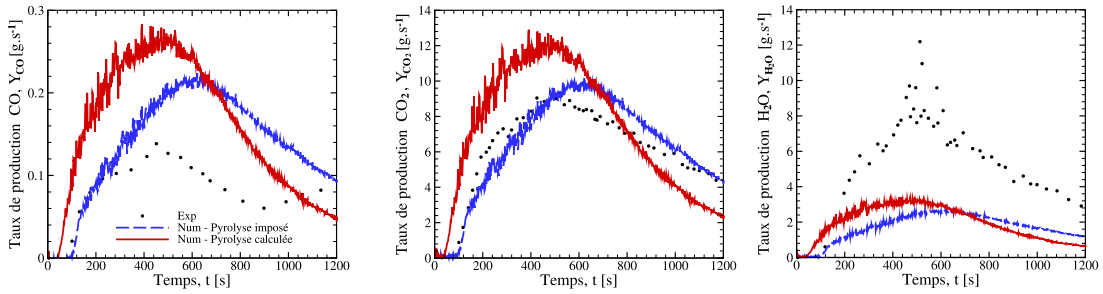
Toujours est-il que l'approche par pyrolysé calculée prédit fidèlement l'intensité maximale du taux de dégagement de chaleur tandis que celle par pyrolyse imposée

sous-évalue le $\dot{Q}_{max}$ de 22%. Cet écart peut s'expliquer par le fait que le taux de dégagement de chaleur est indéxé à une courbe du cône calorimètre à 50 $kW.m^{-2}$. Or, au sein de la flamme, l'éclairement énergétique peut être supérieur à ce flux, ce qui conduit à sous-estimer le bilan de masse et le bilan d'énergie. Ce résultat montre clairement qu'une extrapolation du comportement au cône calorimètre à 50 $kW.m^{-2}$ n'est pas adaptée pour prédire l'énergie totale émise lors de la combustion du sandwich.

A partir de 600 s les propriétés intrinsèques du matériau font que la flamme se développe latéralement, le transfert conductif au sein de la phase solide devient prédominant. Lors de la phase de diminution de $\dot{Q}$, le graphe met en évidence la difficulté du code, indépendamment de la méthode, à prédire l'extension latérale du foyer sous flux faible.

3.4.2.7 Comparaisons quantitatives du bilan espèce

Les graphes de la figure retracent les évolutions des taux de production d'espèces en fonction du temps. Seuls le CO, CO_2 et H_2O sont exploités, les autres espèces n'ayant pas été mesurées. Notons que la contribution du brûleur est soustraite des résultats.



a/ Taux de production du CO. *b/* Taux de production du CO_2. *c/* Taux de production du H_2O.

FIGURE 3.90 – *Comparaisons entre prédictions et mesures des bilans d'espèces lors de la dégradation et la combustion du sandwich composite au SBI.*

Concernant tout d'abord le dioxyde de carbone [Fig. (3.90.b)], l'allure des courbes est semblable à celles observées pour le taux de dégagement de chaleur. Quelle soit l'approche, le code a tendance à sur-évaluer le taux de production de CO_2.

Pour le monoxyde de carbone [Fig. (3.90.a)], le code majore fortement son taux de production. La production de CO est modélisée de manière très simple par un unique paramètre définissant la fraction de la masse de combustible consommée qui est convertie en CO. Dans le cas présent la valeur utilisée est issue d'un essai au cône calorimètre. Il semble de toute évidence que cette valeur, qui prédit de façon correcte du Y_{CO} à l'échelle du matériau, génère un biais important à l'échelle de SBI. La table (3.25) dans le chapitre (3.4.1) a démontré que le taux de production de CO évoluait entre le cône calorimètre et le SBI (de 19,19 à 26,21 $mg.g^{-1}$). Par conséquent, la valeur doit en théorie être modifiée à chacune des échelles d'étude. Ce résultat laisse sous-entendre qu'à grande échelle la valeur utilisée par défaut (par exemple issue du cône calorimètre) ne sera jamais adaptée pour le calcul du taux de production du CO, sous évaluant fortement cette espèce.

Pour autant, le figure (3.90.a) montre que le CO est majoré. Ce résultat induit que

le modèle d'oxydation du CO est trop simple pour prédire fidèlement le dégagement de l'espèce chimique. Il semble que le CO s'oxyde d'avantage en CO_2. Compte tenu des taux de productions de CO et de CO_2, l'oxydation du CO ne va pas se traduire par un surplus significatif de CO_2. Il serait donc légitime de rajouter des équations d'oxydation du CO pour prédire plus finement son taux de production numérique.

Pour la vapeur d'eau, le code au contraire sous-estime fortement le taux de production. Ce résultat est similaire à celui observé à l'échelle du matériau et semble lié à une sous-estimation de la teneur en hydrogène dans la formule élémentaire. L'observation de ces tendances n'a pas été entreprise au cours de ces travaux et devra être une priorité des prochains objectifs.

3.4.3 Conclusion à l'échelle produit fini

Cette section a présenté les résultats à l'échelle du produit fini. L'intéret du SBI était d'étudier l'influence d'un brûleur en propane et la contribution d'un coin en sandwich composite sur le développement d'un foyer.

Les résultats expérimentaux ont montré une extension importante du foyer sur la panneau sandwich. La surface active de pyrolyse en forme de $\mathcal{V}$ est atypique d'un matériau ayant un fort pouvoir propagateur, ce qui corrobore les observations réalisées à l'échelle du produit semi-fini.

D'un point de vue numérique, l'intérêt de la simulation était double. D'une part, cette simulation a permis d'évaluer la capacité du code à simuler une flamme à faible nombre de Froude. D'autre part, l'objectif était de valider le modèle de pyrolyse défini aux échelles précédentes et de comparer les résultats à l'approche par pyrolyse imposée. Les résultats de simulations montrent globalement que l'approche par pyrolyse calculée permet de prédire de façon correcte la propagation en surface et le dégagement énergétique compte tenu des simplicités des modèles utilisés dans le code. Á l'issue de cette validation, on peut donc dire que le modèle global de pyrolyse développé à l'échelle de la matière et modifié à l'échelle du matériau est capable de prédire le développement d'un foyer à cette échelle.

En revanche, la simulation par pyrolyse imposée a tendance à sous-évaluer le dégagement énergétique. Il semble de toute évidence que la courbe de débit calorifique extrapolée du cône calorimètre ne soit pas adaptée à cette échelle ; l'éclairement, en présence, pouvant être supérieur à $50\,kW.m^{-2}$.

Pour simuler correctement les dégagements énergétiques et fumigènes à l'échelle produit fini, il semble donc légitime d'utiliser une approche par pyrolyse calculée. Une simulation par pyrolyse imposée peut convenir pour donner un ordre de grandeur du comportement au feu d'un produit au SBI sans forcément avoir recours à un essai. Pour cela, l'auteur préconise pour cela d'utiliser une courbe de $\dot{Q}$ du cône calorimètre pour un éclairement de $75\ kW.m^{-2}$ de sorte à légèrement surévaluer les dégagements énergétiques et fumigènes numérique à l'échelle du SBI.

Ces résultats numériques prometteurs motivent alors l'intérêt d'évaluer le potentiel du code à simuler le développement d'un incendie dans un local en structure sandwich. Ce travail fait l'objet de la partie suivante.

3.5 Grande échelle : Démonstrateur

Les essais réalisés jusqu'à présent étaient des essais dits de laboratoire. Ils ont permis de caractériser la réaction au feu d'un produit dans des conditions bien spécifiques. Pourtant, ces investigations suffisent-elles à décrire le comportement au feu dans le cas d'un système ? Pas forcément. En effet, la présence d'un plafond par exemple modifie considérablement le développement d'un incendie. C'est pourquoi, et en particulier dans le cas de structures combustibles, il est généralement quand même nécessaire d'effectuer un essai à une échelle représentative de l'utilisation finale pour se rapprocher au plus près des conditions de montage du produit. Au-delà

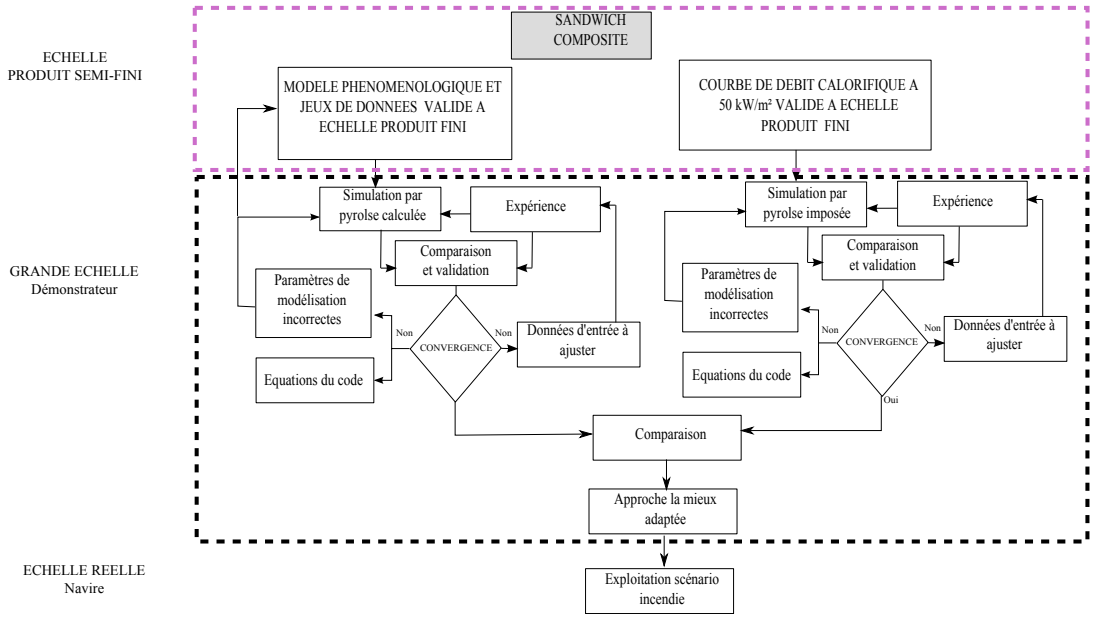
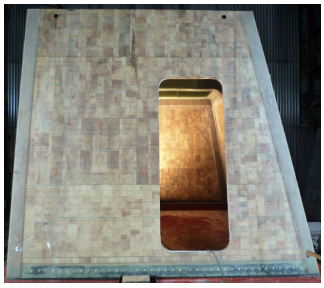
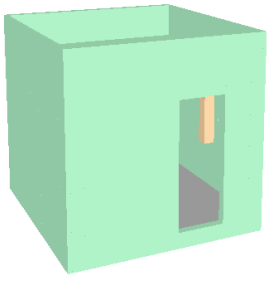


Figure 3.91 – *Méthodologie à grande échelle.*

de la quantité d'information que peut apporter ce type d'essai, il n'en demeure pas moins qu'un essai de cette ampleur reste long à mettre en oeuvre, très délicat et beaucoup plus onéreux que les essais de laboratoire, ce qui limite toutes répétitions.



a/ Photographie du démonstrateur.



b/ Démonstrateur numérique.

Figure 3.92 – *Illustration de l'essai à grande échelle.*

L'essai grandeur présenté dans cette section a été réalisé sur un démonstrateur au CNPP dans le cadre du projet MP08. Ce local en sandwich composite est illustré sur la figure (3.92.a). Cette investigation est censée évaluer la contribution à l'extension du feu d'un produit de surface dans le cas de l'utilisation d'une source d'allumage

spécifiée. Il permet d'étudier à la fois les conditions de montage et l'interaction du plafond qui peuvent avoir une influence décisive sur le développement d'un incendie. Ce cas d'étude a été réalisé uniquement pour valider les modèles de simulations.

Dans cette configuration expérimentale, le développement du feu est réalisé dans des conditions "*bien ventilées*". Ceci spécifie que l'apport d'air global est toujours supérieur à la quantité minimale nécessaire pour entretenir la combustion, cela n'enlève pas la possibilité de sous-ventilation locale. Dans cette configuration particulière, la croissance de l'incendie est alors contrôlée par le combustible.

Cette section présente en outre une analyse des résultats numériques obtenus avec le code FDS. La validation du code à cette échelle représente un défi non moins certain, que l'auteur a, en partie, tenté de relever. La simulation numérique [Fig. (3.92.b)] est utilisée pour évaluer la capacité du code à prédire la physique de la combustion du sandwich et le développement d'un incendie. Ce cas test sert de validation finale avant d'exploiter les résultats à grande échelle. Il a été l'occasion de quantifier l'erreur commise par les approches de modélisations développées au cours de ce mémoire. De ces résultats, il va être possible de tirer des conclusions sur la méthode la mieux adaptée pour étudier des scénarii d'incendie à l'échelle du navire.

Sous réserve des parties couvertes par la confidentialité, les données géométriques et les résultats ne sont pas tous divulgués. Les données présentées ont par ailleurs été normalisées. Il faut enfin préciser que les résultats des tests présentés dans cette section sont indicatifs. Ils rendent compte du comportement d'un système soumis à des conditions spécifiques d'essai ; ils ne peuvent donc pas préjuger des performances exactes du système complet dans des conditions d'utilisation à l'échelle d'un navire. D'autant plus, que le sandwich composite ici n'est pas protégé.

3.5.1 Expérimental

3.5.1.1 Terme source et dispositif de mesure

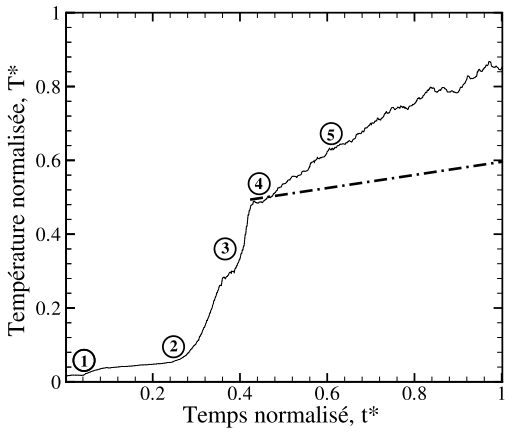
Le terme source est un bac d'acétone positionné dans un coin. Les dimensions de ce bac étant pour l'heure confidentielles ne sont pas présentées. Le débit calorifique du terme source a été mesuré avant l'essai. Son évolution temporelle va être par la suite reprise en tant que donnée d'entrée pour le calcul (source imposée).

Le démonstrateur a été équipé de thermocouples répartis sur l'ensemble de la surface. Afin de connaître l'évolution de sa masse en continu, celui-ci a été positionné sur une balance.

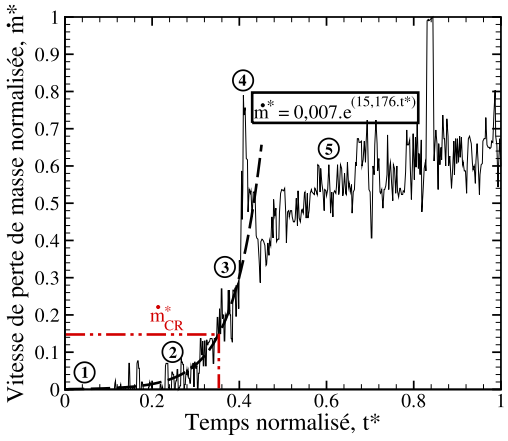
3.5.1.2 Développement du feu dans un local bien ventilé

Les résultats présentés ici sont les évolutions temporelles de la vitesse de perte de masse normalisée du demonstrateur et la température moyenne normalisée au niveau du plafond [Fig. (3.93.a) et (3.93.b)].

Après l'allumage du terme source (point 1/), le foyer brûle librement de façon turbulente. La turbulence de l'écoulement a pour effet d'améliorer l'efficacité du mélange entre l'air et le réactif. Durant cette phase de croissance, la vitesse de combustion et la puissance sont uniquement affectées par la combustion elle-même et par le rayonnement des frontières du local. Le foyer continue à se propager et à enflammer les surfaces à proximité. Cette phase de croissance se traduit par une accélération de la montée en température dans le local (point 2/).

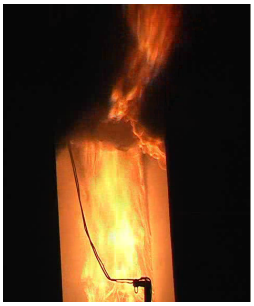


a/ Température moyenne normalisée au niveau du plafond. Valeur moyennée à partir de 7 thermocouples. Le trait pointillé est établi de façon analytique suivant l'approche de Magnusson et Thelandersson (1970)



b/ Vitesse de perte de masse normalisée au niveau du plafond. Le trait pointillé est établi de façon analytique.

c/ Point 2/ Développement du brûleur ($t^* = 0,23$).



d/ Point 3/ Propagation en surface et sortie de flamme ($t^* = 0,36$).

e/ Point 4/ Embrasement généralisé

FIGURE 3.93 – *Différents stades de développement de l'incendie à grande échelle.*

Les flammes impactent le plafond et génèrent une couche de gaz superficielle au-dessous du plafond (point 3/). Cette couche est due aux forces de flottabilité s'exerçant sur les produits chauds de combustion. Cette accumulation de gaz chauds sous le plafond se traduit par une forte stratification de la température, avec une zone dite " *chaude* " sous le plafond et une zone dite " *froide*" au niveau du sol. Dans ces conditions favorables à son développement (excès de combustible et de comburant), l'incendie va atteindre une phase lors de laquelle toutes les surfaces en composites s'embrasent rapidement : le feu est alors pleinement développé (point 4/). Cette période de croissance du feu est appelée *flashover* par anglicisme ou *embrasement généralisé*. Elle correspond à la période rapide de croissance du feu et à une accélération de la perte de masse. Il n'existe pas de définition précise du flashover puisqu'il ne caractérise pas un état précis du feu comme l'ignition. L'embrasement généralisé doit être vu comme un événement de courte durée, désignant une période de transition entre deux régimes de combustion. Avant le flashover, le feu est limité à une ou quelques surfaces qui représentent une faible part de la charge calorifique et de l'aire disponible. A la suite du flashover, toutes les surfaces combustibles à l'intérieur du local sont embrasées. Au cours de cette période, la vitesse de perte de masse est maximale (point 5/). Il faut toutefois rester très prudent quant à la mesure de perte de masse. En effet, durant la période post-flashover, on note en général une légère diminution de la masse mesurée. Ce comportement semble lié à un phénomène de dépression au voisinage du sol. Ces fluctuations de la pression au sol peuvent donc biaiser la mesure de la perte de masse. Ces erreurs se répercutent bien évidemment sur l'estimation de la dérivée temporelle du signal correspondant à la masse du démonstrateur.

Cette période de flashover est fortement influencée par les écoulements existants au sein du démonstrateur. En effet, le dégagement de chaleur à l'intérieur du local où se situe le feu est étroitement lié à la quantité d'air disponible pouvant prendre part aux réactions de combustion. L'ouverture de local laisse sortir en partie haute un flux de gaz chaud contenant les produits de combustion et entrer en partie basse de l'air qui apporte l'oxygène dans le local. Ces débits massiques à l'ouverture sont régis par les différences de pression entre le compartiment et l'extérieur.

3.5.2 Occurrence du flashover

3.5.2.1 Approche analytique

Certains auteurs ont recherché à prédire les conditions d'occurrence de l'embrasement généralisé. A ce sujet, l'auteur renvoie aux ouvrages de Drysdale (1998), et Karlsson et Quintiere (2000) qui fournissent une liste exhaustive de méthodes. Les approches couramment rencontrées dans la littérature ne peuvent, en théorie, pas être appliquées à la présente configuration. Dans ces études, les parois en présence sont incombustibles et ne contribuent donc pas directement au développement du foyer. Ce n'est pas le cas ici. Toutefois, Karlsson (1992) a démontré que certaines approches pouvaient être envisagées pour des structures combustibles.

La prédiction de la courbe d'évolution de la cinétique de perte de masse et de l'énergie dégagée du feu n'est possible que dans des cas très particuliers. Généralement, le développement d'un feu est défini par une croissance du type parabolique en $\dot{m} = \frac{\alpha t^2}{\Delta h_c}$ où t est le temps et α le coefficient de croissance du feu exprime en $kW.s^{-2}$. Ce coefficient α est fonction de la nature du combustible. Il varie généralement entre

des valeurs de l'ordre de $0,001$ pour les feux à développement très lent et de $0,1$ pour les feux à développement très rapide.

Dans le cas présent, l'évolution normalisée de la perte de masse du feu [Fig. (3.93.b)] a plutôt été assimilée à une croissance exponentielle du type :

$$\dot{m}^* = 7.10^{-4}\, e^{(15,179 t^*)} \tag{3.23}$$

Dans l'expression $\dot{m}^*$ est le débit masse normalisée et t^* le temps normalisé.

Pour un feu contrôlé par la ventilation, le taux de réaction est directement lié à l'apport d'air. Kawagoe (1958) a montré, dans ce cas, que le taux de combustion $\dot{m}$ est fortement dépendant des dimensions de l'ouverture du local selon une corrélation de la forme $\dot{m} \sim A_w\sqrt{H}$, où A_w désigne à la surface totale de l'ouverture en m^2 et H la hauteur de l'ouverture en m. Suivant cette approche, il est possible d'évaluer la vitesse de perte de masse critique. Cette grandeur correspond à la valeur minimale pour atteindre l'embrasement généralisé. En prenant en plus en compte la constante utilisée pour normaliser la vitesse de pertes de masse $\dot{m}_{cte}$, le débit critique normalisé de pyrolyse peut se mettre sous la forme :

$$\dot{m}^*_{cr} = \frac{K.A_w\sqrt{H}}{\dot{m}_{cte}} \tag{3.24}$$

avec K est une constante en $kg.m^{-2}.s^{-1}$ qui dépend des auteurs. Pour des raisons de confidentialités, la valeur utilisée ne peut pas être divulguée. D'après l'expression (3.24), la valeur est de l'ordre de $0,15$. La valeur obtenue semble coïncider avec le développement du foyer. Toutefois, ce résultat est à considérer avec prudence car le caractère empirique de cette expression est toujours discutable. En effet, la valeur du débit critique va dépendre fortement du choix de la constante K.

Bien évidemment, la détermination précise du taux de réaction critique d'un feu situé dans ce type de local constitue un problème très complexe qui demeure encore non résolu. Pour le moment, le résultat semble rendre compte que l'estimation du débit critique peut être prédit par des grandeurs empiriques couramment rencontrées dans la littérature.

Lors la période de feu pleinement développé, Magnussen et Thelandersson (1970) proposent un abaque permettant d'évaluer la température des gaz au sein du local en fonction de la géométrie de l'ouverture. En émettant l'hypothèse que la température est constante dans le local, cette approche peut être utilisée pour prédire la température au niveau du plafond. Les tendances présentées sur le figure (3.93.a) rendent compte que l'approche de Magnussen et Thelandersson (1970) sous-évalue fortement la température post-flashover dans le cas d'un structure combustible. A échelle réelle, cette approche semble trop limitée pour prédire la température moyenne au sein d'un local en sandwich composite.
La détermination de l'occurrence d'un flashover dans un local en feu en matériau composite paraît donc difficile en utilisant les approches analytiques traditionnelles (Babrauskas, Thomas, Mc Caffrey, Magnussen et Thelandersson,...). D'où l'intérêt d'une approche numérique !

3.5.2.2 Approche numérique

Définition du maillage

Le maillage du démonstrateur a été réalisé en respectant les dimensions réelles. Afin d'avoir un compromis acceptable entre temps de calcul et résolution, la taille des mailles est supérieure à celle utilisée jusqu'à présent. Les simulations de ce cas ont ainsi été opérées avec une discrétisation uniforme de l'ordre de 5 cm de côté. Il faut toutefois préciser que la taille adoptée est relativement faible devant les résolutions généralement rencontrées ($\sim 10\,cm$) dans une étude ISI.

Sauf mention contraire, les calculs ont été effectués en utilisant les valeurs par défaut des paramètres de l'outil numérique.

Comparaison entre les mesures et les résultats numériques

Les figures (3.94.d) à (3.94.f) reportent de manière qualitative que l'approche par pyrolyse calculée semble en bon accord avec la mesure expérimentale [Fig. (3.94.a) à (3.94.c)] lors de la phase de développement. Ces simulations sont capables de prédire les différents stades de développement de l'incendie et l'occurrence du flashover.

Au contraire, l'approche par pyrolyse imposée [Fig. (3.94.d) à (3.94.f)] connaît de grosses difficultés pour prédire la croissance de l'incendie. Les différents phénomènes sont observés plus tardivement.

Pour confirmer ces propos, examinons plus en détail l'évolution temporelle de la température moyenne normalisée des gaz au niveau du plafond T^* et de la vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$ lors de la combustion [Fig. 3.95].

TABLE 3.30 – *Analyse de comparaison des bilans de masse du démonstrateur sur la période pré-flashover (t^*<0,4).*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\,\theta$	ϵ [%]	$cos\,\theta$
Pyrolyse imposée	95,5	0,87	95,7	0,83
Pyrolyse calculée	24	0,98	21,4	0,95

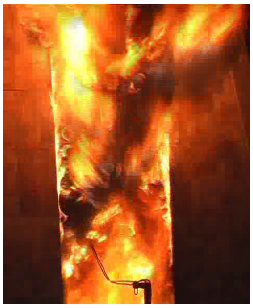
TABLE 3.31 – *Analyse de comparaison des bilans de masse du démonstrateur sur la période post-flashover (t^*>0,4).*

	NORME EUCLIDIENNE		**NORME HYBRIDE**	
	ϵ [%]	$cos\,\theta$	ϵ [%]	$cos\,\theta$
Pyrolyse imposée	52,6	0,84	53,1	0,83
Pyrolyse calculée	37,3	0,98	39,7	0,96

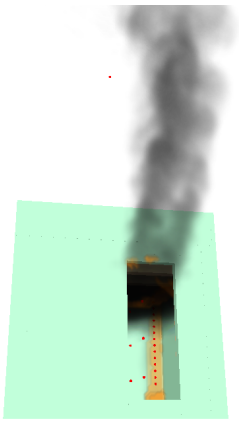
La figure (3.95.a) montre clairement que l'approche par pyrolyse imposée conduit à un biais significatif vis à vis de la température et de la perte de masse. Cette approche a beaucoup plus de difficultés pour prédire le flashover. Cette tendance semble liée à l'utilisation d'une courbe issue du cône à 50 $kW.m^2$. D'autre part, la discrétisation utilisée peut expliquer cet écart [Tab. (3.30)] . En effet, le maillage semble *a priori* trop grossier pour modéliser correctement la hauteur et la température de flamme. Par conséquent, le flux thermique incident en direction du

a/ Expérience à $t^* = 0,23$.

b/ Expérience à $t^* = 0,36$.



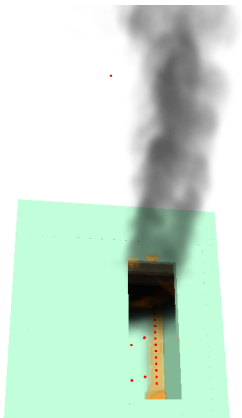
c/ Expérience à $t^* = 0,4$. (Flashover)



d/ Pyrolyse calculée à $t^* = 0,23$.

e/ Pyrolyse calculée à $t^* = 0,36$.

f/ Pyrolyse calculée à $t^* = 0,4$. (Flashover)

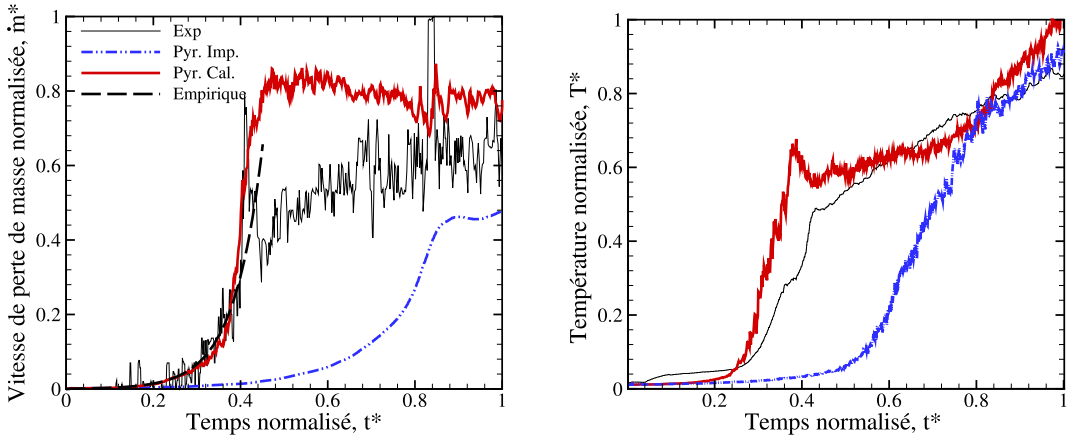


g/ Pyrolyse imposée à $t^* = 0,43$.

h/ Pyrolyse imposée à $t^* = 0,6$.

i/ Pyrolyse imposée à $t^* = 0,8$. (Flashover)

FIGURE 3.94 – *Comparaisons qualitatives entre prédictions et mesures de la croissance du feu à grande échelle.*



a/ Vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^*$. *b/* Température normalisée T^*.

FIGURE 3.95 – *Comparaisons quantitatives entre prédictions et mesures de la croissance du feu à grande échelle.*

sandwich est sous-estimé et la température du matériau tarde à atteindre la valeur critique d'ignition. Il s'agit donc d'un artéfact purement numérique, typiquement lié à l'utilisation d'une "température critique" comme paramètre déclencheur de l'inflammation. La discrétisation adoptée conduit donc à une divergence des résultats pour cette approche. Il serait toutefois possible de réduire le déphasage entre les courbes en affinant le maillage ou en recalant la température d'ignition. Pour autant, cette dernière solution couramment utilisée en ISI n'a aucun sens physique. Cette validation numérique montre clairement les limites que peut rencontrer l'approche par pyrolyse imposée pour prédire l'occurrence d'un flashover à échelle réelle, sans avoir réalisé au préalable un essai grandeur.

En revanche, les graphes (3.95.a) et (3.95.b) rendent compte du très bon accord entre la prédiction par pyrolyse calculée et la mesure lors de la phase de croissance ($t^* < 0,4$). Durant cette période, le code prédit fidèlement l'évolution de la perte de masse [Fig. (3.95.a)] tandis qu'il majore légèrement la température normalisée des gaz au niveau du plafond [Fig. (3.95.b)].

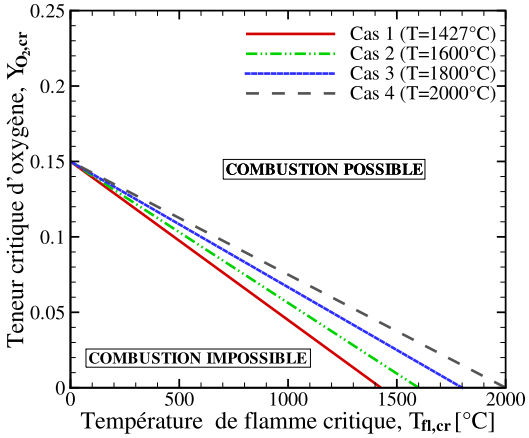
Lors de la période post-flashover ($t^* > 0,4$), le graphe (3.95.a) et la table (3.31) mettent en avant les difficultés de cette approche pour simuler la vitesse de perte de masse. On observe clairement un écart entre les cinétiques de dégradation expérimentale et numérique. Ce biais peut en partie provenir de la qualité de la mesure de la perte de masse. Pour autant, la justesse expérimentale ne peut pas expliquer en totalité cet écart. Le code a donc tendance à surestimer la quantité de combustible gazeux en réaction. Ce resultat semble lié au fait qu'au cours de cette phase d'incendie, l'oxygène fait défaut au sein du local, le milieu est alors sous-ventilé. L'oxydation des combustibles gazeux se produit alors en grande partie au niveau de la porte et à l'extérieur du local. Or ce phénomène d'extinction ne peut être reproduit correctement avec le code de simulation actuel. Pour palier ce problème, FDS intègre un algorithme de coupure qui interagit uniquement en phase gazeuse et non sur la phase solide. Cet algorithme d'extinction est basé sur une température de flamme [22] critique adiabatique ($T_{fl,cr} \sim 1700\,K$) à une teneur critique en dioxygène [23]

22. Le modèle de la température critique de la flamme peut être défini comme une description classique de la valeur critique du taux de dissipation scalaire.

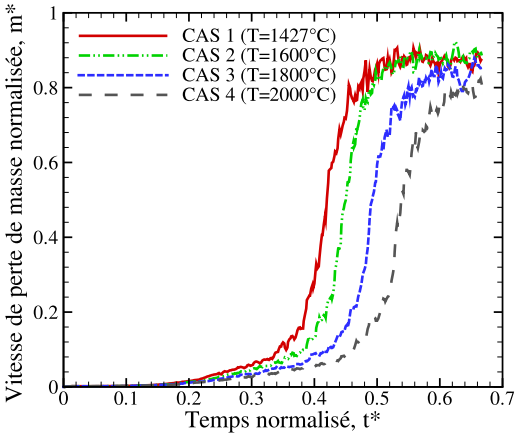
23. La teneur critique en oxygène désigne la limite basse en oxygène d'inflammabilité sur le domaine.

($Y_{O_2,cr} = 15\%$ à $300\,K$). Cela spécifie, par exemple, qu'en deçà de $Y_{O_2,cr} = 15\%$ à $300\,K$, la combustion n'est pas possible. Ces grandeurs $T_{fl,cr}$ et $Y_{O_2,cr}$ définissent la zone où la réaction d'oxydation est possible.

Afin d'étudier la sensibilité des prédictions à cet algorithme, il a été décidé de faire varier la température critique de flamme $T_{fl,cr}$ de sorte à modifier le domaine de combustion en phase gazeuse [Fig. (3.96.a)]. La sensibilité de la vitesse de perte de masse à $T_{fl,cr}$ est illustrée sur la figure (3.96.b).



a/ Algorithme de coupure de la combustion.



b/ Evolution de la vitesse de perte de masse normalisée $\dot{m}^\star$ en fonction du temps normalisé $t^\star$. Approche par pyrolyse calculée

FIGURE 3.96 – *Influence de l'algorithme de coupure sur la dégradation du sandwich.*

L'occurrence du flashover montre une grande sensibilité à la valeur critique $T_{fl,cr}$ utilisée. La modification du domaine réactionnel retarde le flashover. Pour autant, les vitesses de pertes de masses lors de la période post-flashover semblent peu influencées. Cette assertion confirme donc que la surestimation n'est pas liée à une mauvaise reproduction de l'extinction en phase gazeuse.

De fait, il semble que l'écart observé sur $\dot{m}^*$ soit lié à une mauvaise reproduction de l'extinction de la phase solide. Ce point ne peut pas être traité dans la version actuelle du code car le taux de pyrolyse n'induit pas de terme propre à la teneur en oxygène. En somme, ce défaut du modèle spécifie que les processus de dégradation du sandwich et la cinétique de perte de masse ne sont pas modifiés dans le local lors de l'amenuisement de la teneur en oxygène [Fig. (3.97)]. Le sandwich se décompose toujours suivant le même mécanisme multi-réactionnel d'oxydation alors que l'oxygène fait localement défaut à la surface du solide (la valeur de Z est supérieure à la stoechiométrie $Z_{st} = 0,101$) ; la cinétique de dégradation numérique étant uniquement contrôlée par la température locale.

Or, le chapitre (3.2.6.1) a démontré que les mécanismes, les cinétiques de dégradation et les taux d'espèces étaient altérés avec la teneur en oxygène. En outre, l'annexe (A.5) reporte, que lors des essais au cône calorimètre en atmosphère contrôlée en deçà d'une teneur volumique 10% d'oxygène, la cinétique de dégradation thermique est réduite de moitié par rapport la teneur ambiante, ce qui semble coïncider avec la surestimation numérique de la perte de masse. Ceci pourrait donc expliquer l'écart observé sur la figure (3.95).

Enfin, les estimations des températures au niveau du plafond (3.95) sont en bon accord avec les mesures, ce qui permet déjà de valider la capacité du code FDS à simuler les phénomènes se déroulant au sein d'un local en feu durant la phase de

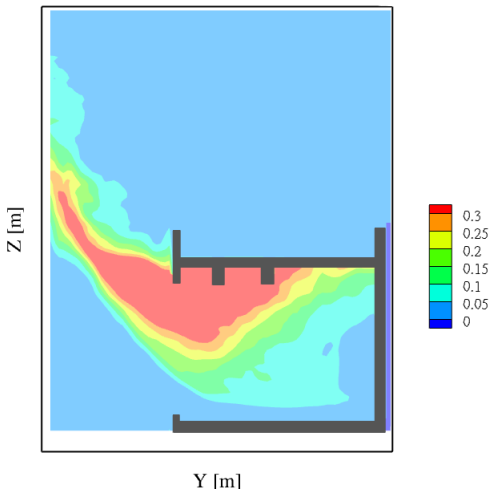


FIGURE 3.97 – *Iso-contour de fraction de mélange à l'instant* $t^\star = 0,5$. *Le plan de coupe se situe au niveau de la porte.*

feu pleinement développé. Ce résultat induit également que le biais observé sur la perte de masse n'est pas lié à une mauvaise reproduction de la température au sein du local. Cela prouve de nouveau que le problème suscité est un problème de prise en compte de la pyrolyse des matériaux.

3.5.3 Conclusion intermédiaire à l'échelle du système

Cette section a été l'occasion d'étudier et de modéliser la croissance du feu à l'échelle d'un démonstrateur en sandwich composite.

En premier lieu, les résultats numériques ont permis de mettre en évidence l'influence du plafond sur le développement de l'incendie dans des conditions bien ventilées. Il est apparu que la présence d'un plafond favorisait l'occurrence d'un embrasement généralisé du local en composite. Il a par ailleurs été démontré qu'il était difficile de prévoir le développement d'un incendie dans ce type de local, en utilisant les approches analytiques couramment rencontrées.

Deuxièmement, l'outil numérique a pu être exploité afin de mettre en évidence la capacité des codes à prédire le développement de l'incendie. Les simulations numériques montrent que la détermination précise du taux de réaction d'un feu situé dans un milieu confiné constitue un problème très complexe qui demeure encore non résolu. Même en supposant que l'on connaisse suffisamment les mécanismes les plus influents au cours de la combustion d'un solide, la simulation numérique détaillée du phénomène reste encore hors de portée de la puissance informatique actuellement disponible. Pour autant les outils actuels sont capables de prédire correctement l'embrasement d'un local.

Suite à cette validation finale, il est donc possible d'affirmer que l'approche par pyrolyse calculée est la mieux adaptée pour simuler l'occurence d'un flashover dans un local en composite. Pour l'heure on peut juger que le modèle réactionnel global du sandwich permet de prédire de manière acceptable le déroulement d'un feu dans des conditions bien ventilées, en particulier pendant sa phase de croissance. Durant la phase post-flashover, cette approche sera suffisamment "sécuritaire" vis a vis des

scénarii d'incendie dans une étude ISI car elle a tendance à sur-évaluer les risques liés au feu. Les résultats numériques obtenus sont donc très encourageants pour la suite.

Au contraire, l'approche par pyrolyse imposée semble quant à elle trop limitée pour prédire le développement d'un incendie ; elle requiert une validation des résultats numériques.

Cette conclusion montre que l'on peut étendre le domaine d'application de la méthode par pyrolyse calculée à des locaux de grande taille.

3.6 Echelle réelle : Scénarii d'incendie

3.6.1 Présentation des scénarii d'incendie de dimensionnement

La méthodologie multi-échelle mise en place au cours de cette thèse a été d'extrapolée à l'échelle réelle d'un navire. L'objectif a été d'évaluer la tenue au feu de la superstructure d'un navire, spécifiquement défini pour l'étude. Le principe a consisté ici à exploiter la simulation numérique dans un but prédictif uniquement pour des configurations réelles complexes, sans référence possible à des résultats expérimentaux précis.

La problématique de cette étude était : quel risque le matériau de substitution ajoute-il et comment contrecarrer cette augmentation ? Pour cela, la méthode développée dans le cadre du projet MP08 est basée sur le principe d'équivalence et conduit à réaliser deux simulations, une avec une structure acier et l'autre avec une structure composite. L'approche par pyrolyse calculée a donc été sélectionnée pour l'étude de scénarii d'incendie de dimensionnement avec une structure en sandwich composite.

La méthode d'analyse cherche dans un premier temps et de manière exhaustive, à évaluer quels risques sont ajoutés par la substitution de l'acier par un sandwich composite. Dans un deuxième temps, ce principe prend en compte des mesures palliatives qui permettent de maitriser l'accroissement du risque. Cette approche compare de fait la performance des deux structures et n'essaie pas d'éliminer tous les risques. Elle permet uniquement de conserver un niveau de risque équivalent à ce qui est aujourd'hui induit par les réglementations descriptives [Gutierrez *et al.* (2008), Breuillard et Corrignan (2009)].

Pour cela, les scénarii incendie sont issus d'une analyse de risques basée sur l'avis d'experts et sur les retours d'accidents passés. Leurs niveaux de risque incendie ont ensuite été évalués qualitativement de sorte à sélectionner les plus crédibles et ceux couvrant le plus large spectre des scénarii et des phénomènes aggravant le risque. A la fin de cette analyse préliminaire, ces scénarii d'incendie de dimensionnement ont été analysés quantitativement. Ceux réalisés et étudiés par l'auteur au cours de sa thèse sont illustrés sur les figures (3.98) à (3.101). Les résultats de simulations incendie ont ensuite servi de données d'entrée pour les modélisations thermostructurales et d'évacuations des personnes.

Pour des raisons de confidentialité, les résultats numériques ne peuvent être présentés ici. Cette section montre simplement l'application pratique des travaux menés durant cette thèse à échelle réelle dans le cadre d'un projet de recherche français.

En égard aux coûts que représenteraient les essais correspondants, on comprend bien que la simulation numérique constitue désormais un outil incontournable pour l'étude d'incendies à l'échelle d'un navire. Elle offre la possibilité de se substituer en première approche à l'investigation expérimentale. Qui plus est, la modélisation offre un gain de temps considérable par rapport à des essais réels, permettant d'étudier un plus grand nombre de scénarii d'incendie.

Bien évidemment, la simulation numérique ne peut prétendre remplacer totalement l'expérimentation car elle présente encore des imperfections qui demandent toujours à être critique à l'égard des résultats qu'elle délivre. En effet, chaque modèle mis en oeuvre n'est qu'une traduction subjective et bien souvent incomplète de la réalité. De fait, il est illusoire de chercher une grande précision dans ce domaine. Ces résultats vont dépendre dans une large mesure des choix ou des hypothèses adoptées par l'utilisateur. Les pré-requis alors nécessaires pour limiter les risques de mauvais usage, supposent de bien connaître le domaine de validité de l'outil et les hypothèses employées. Ceci nécessite à la fois les connaissances suffisantes en incendie et d'être aussi familier de code de simulation pour tirer le meilleur parti des résultats.

Cette utilisation de la modélisation doit *in fine* pouvoir servir à réduire les risques incendie à bord d'un navire, en guidant plus ou moins quantitativement la réflexion sur le niveau global de sécurité à adopter.

3.6.2 Limitations du code de calcul à cette échelle

A cette échelle, la modélisation se heurte aujourd'hui principalement aux difficultés concernant la prise en compte de phénomènes physiques complexes (aérothermochimie, pyrolyse...), exerçant une influence significative sur l'ensemble du problème.

A cela s'ajoute la sensibilité des résultats à la finesse de la discrétisation employée. Pour l'heure, la modélisation d'un local d'environ 1000 m^3 n'est évidemment pas envisageable avec une taille de maille inférieure à 5 cm. Si bien qu'en général, le résolution numérique en ingénierie de la sécurité incendie est plutôt de l'ordre de 10 cm. Toutefois, cette discrétisation ne permet pas une résolution précise de l'ensemble des phénomènes physique, car les résultats ne convergent pas forcément.

La contrepartie de la finesse de la représentation du problème étudié est bien évidemment la durée de calcul nécessaire pour traiter l'information. Indéniablement, il est indispensable d'adapter la résolution numérique aux performances du moyen de calcul utilisé. Toutefois, ces moyens informatiques restent actuellement trop limités pour modéliser finement l'ensemble des phénomènes physique en un temps raisonnable. Pour fixer un ordre de grandeur, le nombre de mailles utilisé aujourd'hui pour simuler des scénarii d'incendie est de l'ordre de $10^5 4.10^6$. Ce type de discrétisation ($\sim$ 10 cm) induit une semaine à plus un mois de calcul pour simuler un incendie d'une heure. En fonction de la discrétisation, la représentativité des résultats doit donc être considérée avec précaution, ce qui nécessite une solide expérience de l'utilisateur.

Le développement d'un feu est fortement lié aux paramètres de la combustion, en particulier, à l'aération de la zone réactive (ventilation naturelle ou contrôlée), à la structure de la flamme, à la richesse locale, aux propriétés thermochimiques de l'environnement, etc., ainsi qu'à la position de la charge de combustible dans l'enceinte. En particulier, la combustion va dépendre des dimensions des ouvertures

du compartiment et des conduites d'aération.

Dans le milieu naval, de nombreux scénarios prévoient le développement de l'incendie au sein d'enceintes à ventilation contrôlée restreinte. Après la période de consommation du comburant disponible avec la charge combustible du local, la combustion se poursuit dans des conditions d'atmosphère sous-ventilées qui conduisent soit à l'extinction, soit à la stabilisation de régimes de combustion encore mal connus.

A cela il faut ajouter, les procédures mises en place suite à la détection d'un incendie (coupure des ventilations, portes coupe-feu) qui tendent à confiner. Ce cas de figure est très fréquent. Du coup, à bord des navires, le feu se développe souvent dans des conditions sous ventilées.

Des phénomènes d'extinction locale de la flamme peuvent être observés en pratique et ceci peut conduire à l'extinction partielle voire totale du feu. Pour l'heure, cette situation ne peut pas être convenablement simulée par le code FDS. En effet, les phénomènes d'extinction de la flamme liés à un amenuisement de l'oxygène dans un local ne sont pas correctement modélisés. Seuls ceux par consommation totale du combustible sont simulés. Les simulations en milieux sous ventilés sont donc source d'erreurs et il faut rester très critique quant à la pertinence des résultats lors de l'appauvrissement en oxygène. Ce point constitue donc une des grandes faiblesses de la modélisation. Or, l'enjeu lié au phénomène d'extinction est d'importance. De ce fait, une évolution du code de calcul et des travaux de recherche en ce sens constitue une voie de recherche importante.

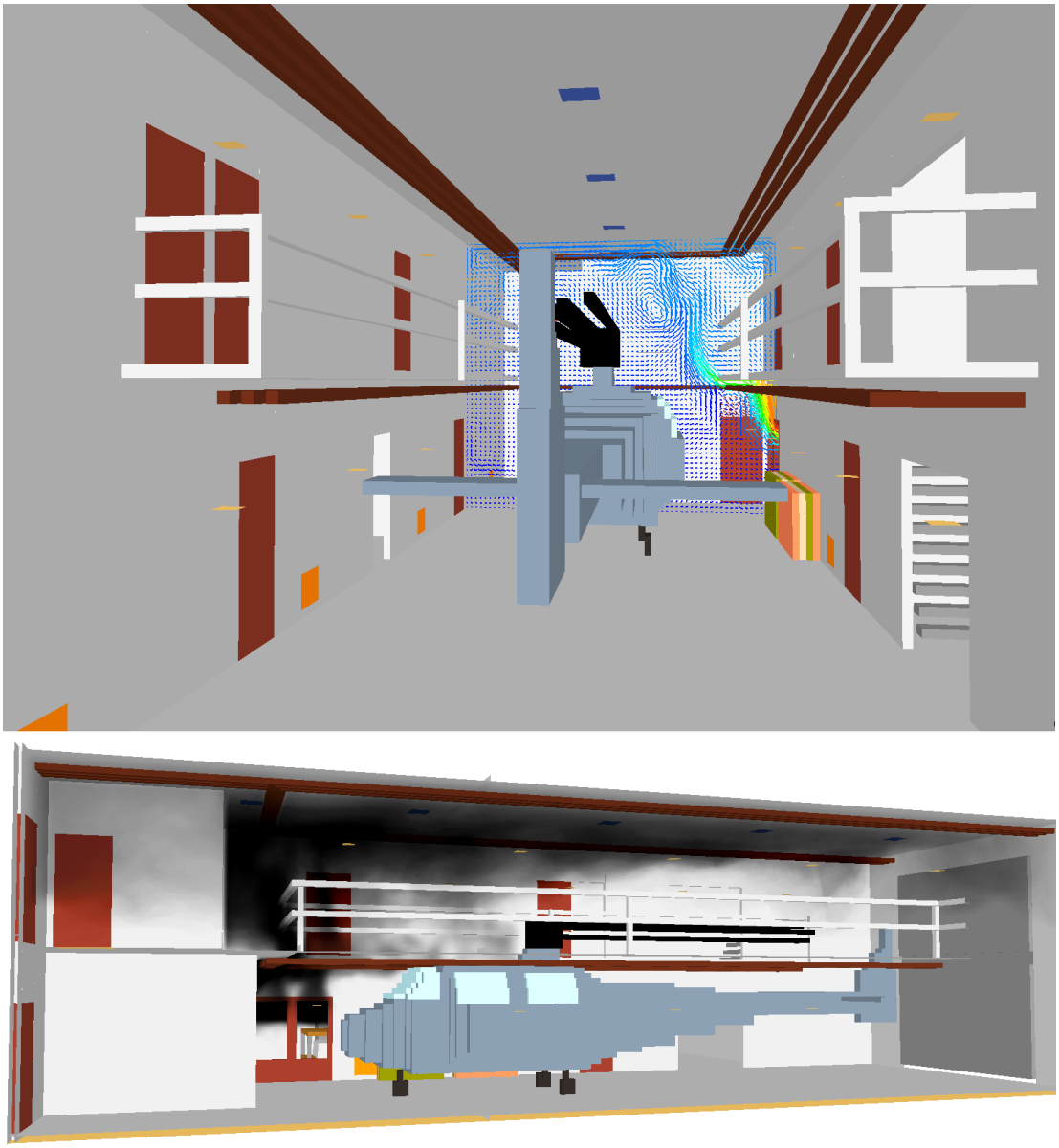


FIGURE 3.98 – *Scénario d'incendie militaire. Le feu se développe dans un local technique adjacent à un hangar hélicoptère.*

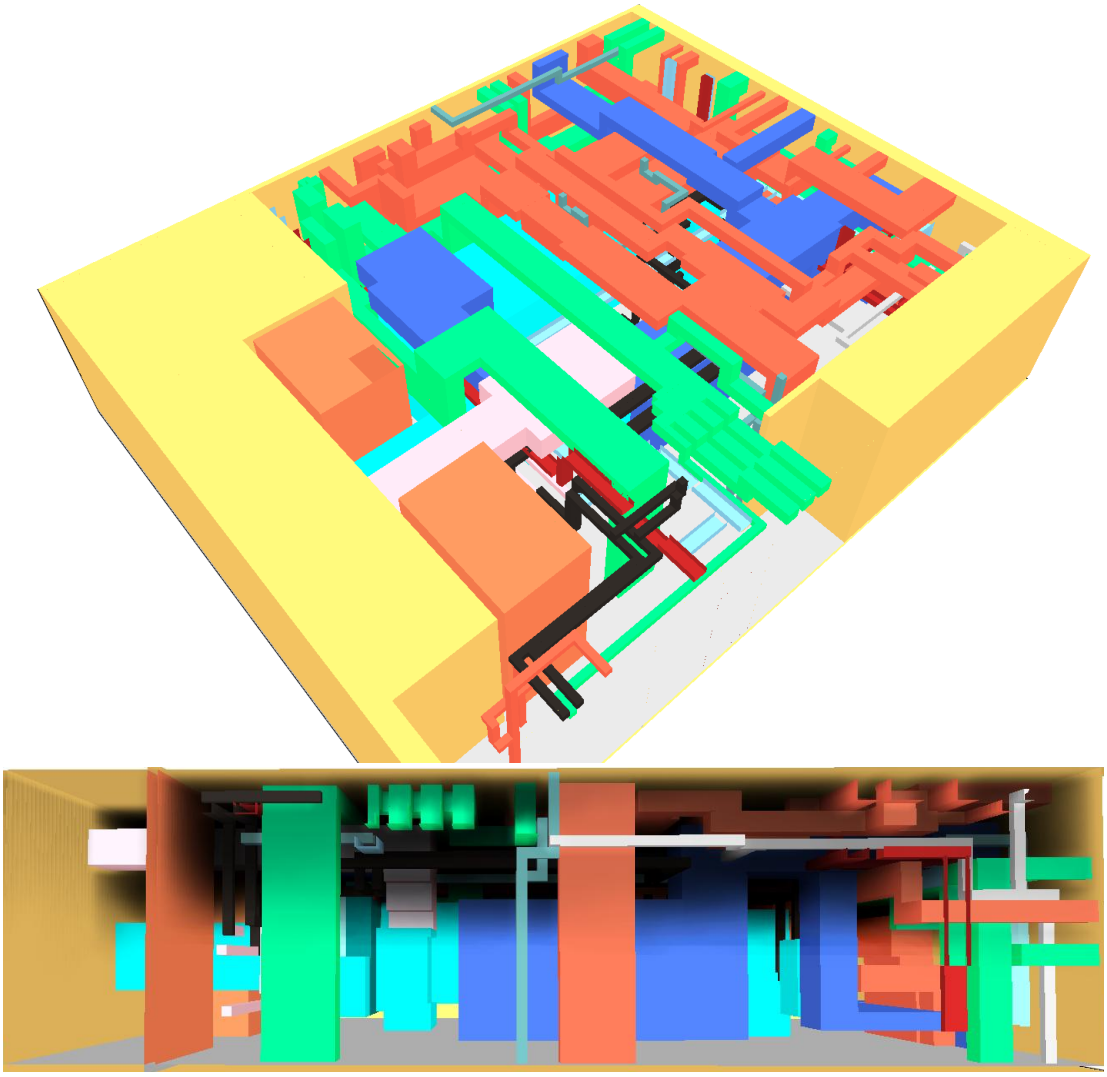


FIGURE 3.99 – *Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans un local technique.*

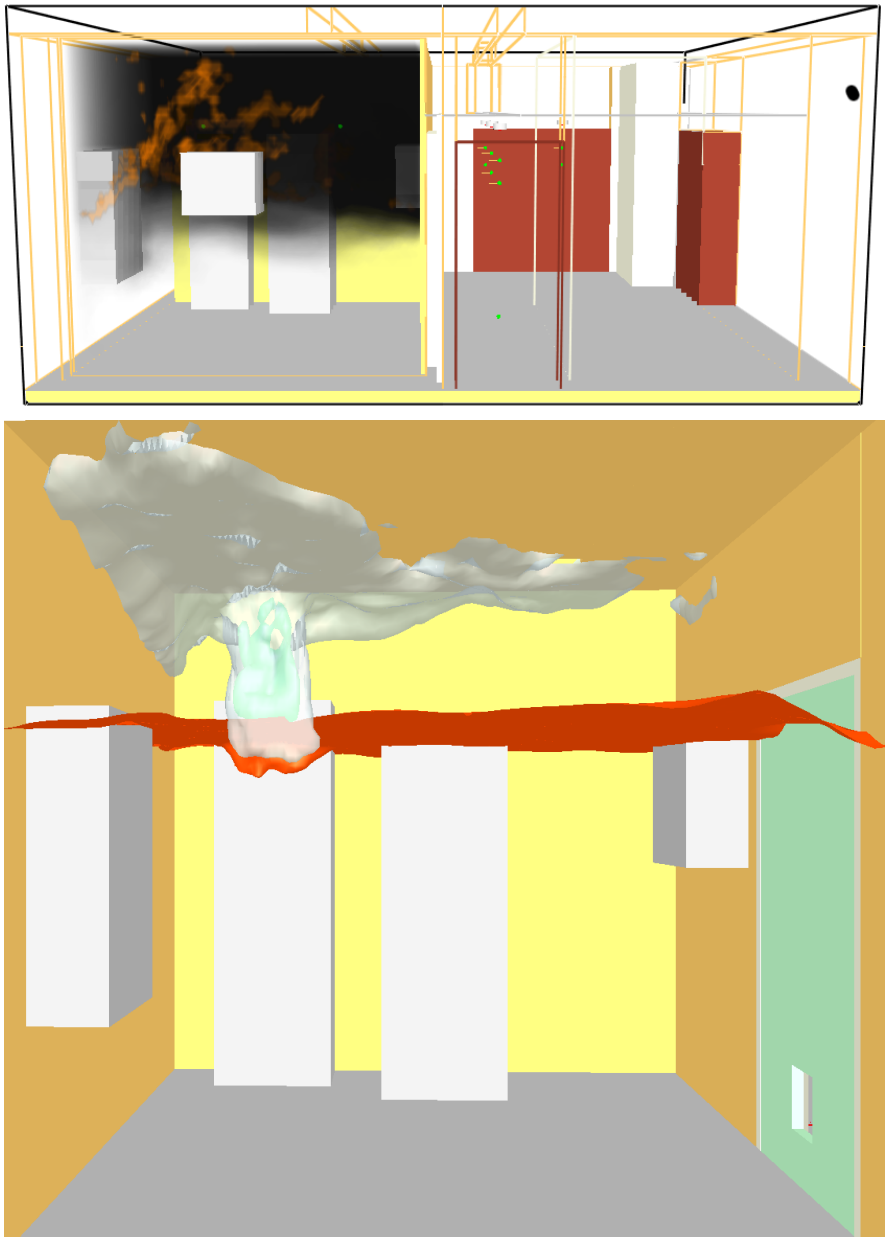


FIGURE 3.100 – *Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans un local technique.*

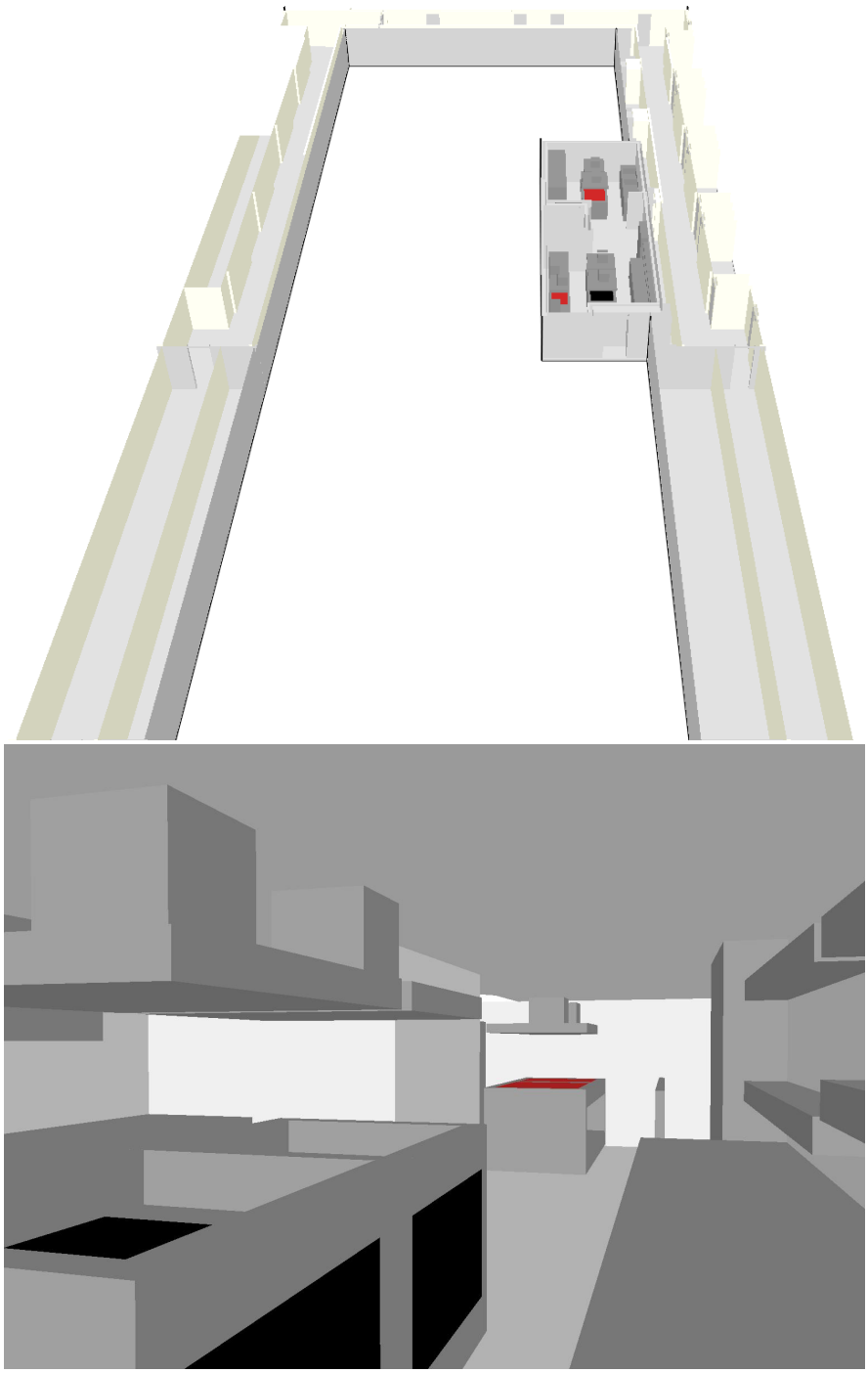


FIGURE 3.101 – *Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans une cuisine donnant sur une coursive.*

Conclusion générale et perspective

Le travail exposé dans ce mémoire s'inscrit dans le cadre du projet MP08 "Tenue au feu des matériaux composites", projet labellisé par le pôle de compétitivité EMC2 (Ensembles Métalliques et Composites Complexes). La motivation première de ce travail a été de vérifier, de caractériser et de modéliser le comportement au feu d'un sandwich composite, préalable incontournable pour l'introduction de ce produit dans la construction navale. Il avait pour second objectif d'examiner l'aptitude, des outils expérimentaux, numériques et des méthodes disponibles aujourd'hui à déterminer le niveau de sécurité dans une démarche ISI appliquée à la construction navale.

Pour ce faire, une méthode, basée sur une approche combinée expérience-simulation à échelle et complexité croissantes, a été mise en oeuvre. L'analyse progressive du comportement au feu d'un sandwich composite polyester-verre/balsa/polyester-verre, a été réalisée de l'échelle de la matière jusqu'à l'échelle d'un démonstrateur via cinq niveaux d'échelle. Chacune de ces échelles apporte des informations complémentaires sur le comportement au feu du produit étudié, en vue de simuler numériquement *in fine* le développement d'un incendie à l'échelle réelle d'un navire.

La première étape a consisté en l'étude de la dégradation du polyester et du balsa à l'échelle de la matière. Ces travaux ont permis de proposer des modèles phénoménologiques de décomposition thermique de ces éléments. Les paramètres cinétiques de ces modèles ont été déterminés à l'aide d'une méthode numérique faisant appel à un algorithme génétique.

Il a ensuite été décidé d'analyser la réaction au feu du sandwich au cône calorimètre à l'échelle matériau. Mais avant d'examiner plus en détail le comportement du sandwich, celui des éléments le constituant (polyester, stratifié polyester-verre et balsa) pris séparément a été étudié. Cette philosophie simplificatrice a démontré que les mécanismes de dégradation déduits des études à l'échelle de la matière n'étaient pas altérés par un facteur d'échelle. Ces analyses ont par ailleurs permis de mieux cerner les interactions entre les différents constituants à l'échelle du sandwich. Les résultats expérimentaux montrent globalement que le comportement au feu du sandwich considéré dans ce travail dépend dans une large mesure de la quantité de résine polyester infusée et du comportement au feu intrinsèque de cette résine. Le balsa, quant à lui, amplifie l'échauffement et favorise l'inflammation du parement stratifié. Il contribue très peu au dégagement calorifique et fumigène.

Parallèlement, des simulations numériques du comportement au feu des différents constituants du sandwich ont été réalisées à l'aide du code de champ FDS-V5.3. Pour ce faire, les modèles phénoménologiques et les jeux de données obtenus

à l'échelle de la matière ont été utilisés à l'échelle du matériau comme données d'entrée pour prévoir, par pyrolyse calculée, les processus de dégradation des éléments pris séparément (polyester, stratifié et balsa). Un effort de validation de l'outil numérique a été mené de manière progressive en commençant par un cas simple : la résine polyester. Le code a ainsi été exploité pour vérifier sa capacité à simuler la dégradation thermique de ce matériau simple à première vue. Les premières simulations ont montré que le mécanisme réactionnel du polyester devait être légèrement modifié sous FDS pour reproduire son comportement au feu. En effet, la définition d'un résidu final génère un artéfact numérique. Le même travail de validation a ensuite été entrepris pour le stratifié polyester-verre puis le balsa. Cela a nécessité un travail de modélisation particulier pour simuler la dégradation de ces matériaux poreux et anisotropes. Ce cas complexe n'est en effet pas prévu par FDS. Ces travaux ont montré que, globalement, les prédictions étaient en bon accord avec les mesures expérimentales.

Une fois ces étapes de validation satisfaites, la capacité du code à simuler le comportement au feu du sandwich sous sa forme "intégrale" a pu être examinée. Ce travail a permis de mieux cerner les aptitudes de l'outil numérique à reproduire les interactions entre les phénomènes physiques intervenant lors de la dégradation thermique. La modélisation du sandwich a nécessité pour cela de définir un modèle à 5 couches pour reproduire les interactions entre les différents constituants en introduisant entre le stratifié et le balsa une couche riche en résine. Les résultats laissent paraître que le modèle global de pyrolyse du sandwich est capable de prédire, avec une bonne précision, les bilans de masse, d'espèces et d'énergie quel que soit le niveau d'irradiance.

Cette section a ainsi permis de mesurer l'étendue des possibilités offertes par le code FDS pour prévoir la dégradation thermique d'un sandwich complexe, tout en soulignant une partie de ses faiblesses. Les écarts observés entre les prévisions et les mesures sont les plus significatifs pour les flux faibles. Ils sont liés en grande partie à l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle au sein du matériau qui se dégrade.

Le travail suivant a consisté à évaluer la capacité du code à simuler la propagation sur des cas expérimentaux élémentaires, à l'échelle produit (semi fini et fini).

Expérimentalement, l'échelle du produit fini a permis d'étudier la propagation de flamme sur un panneau sandwich seul. Dans un second temps, l'influence d'un coin sur le développement du foyer à l'échelle du produit fini a pu être examinée. Ce travail a permis de mieux cerner les aptitudes du sandwich à favoriser la propagation des flammes, montrant que le matériau avait un fort pouvoir propagateur.

D'un point de vue numérique, deux approches ont été adoptées pour simuler le comportement au feu du sandwich à ces échelles : pyrolyse calculée et pyrolyse imposée. Les premiers résultats numériques par pyrolyse calculée ont montré que le modèle global de dégradation du sandwich défini aux échelles précédentes devait être modifié pour reproduire l'échauffement des couches sous-jacentes au parement. Indépendamment de l'approche, ces validations ont ensuite mis en évidence les difficultés du code pour prédire finement la propagation sur un panneau vertical, en particulier, en mode contre-courant à l'oxydant. Ces résultats sont liés d'une part à l'utilisation d'une équation de la chaleur unidimensionnelle et à la simplicité du modèle de convection qui ne permet pas de simuler fidèlement les échanges pariétaux. Ce sujet doit à l'avenir faire l'objet d'une amélioration notable dans FDS. Il peut s'agir également d'envisager l'utilisation de codes CFD DES.

Enfin, une étude à l'échelle système a été menée. L'intérêt était d'évaluer tout d'abord l'influence d'un plafond sur le développement d'un incendie puis les capacités du code à prédire le développement d'un incendie dans un local aux parois en sandwich composite. L'étude de cette configuration a mis en avant la difficulté d'utiliser directement l'approche par pyrolyse imposée sans que des effets liés au changement d'échelle n'apparaissent. A échelle réelle, cela pourrait engendrer des erreurs sur les aspects temporels des évènements. En revanche, l'approche par pyrolyse calculée n'est pas sensible à ce changement d'échelle. Les résultats obtenus semblent confirmer la pertinence des modèles obtenus à l'échelle de la matière pour prédire fidèlement l'occurrence d'un embrasement généralisé. Lors de la période post-flashover, le code, même s'il surestime les valeurs expérimentales, reste largement sécuritaire. Compte tenu de l'application de ce travail, ce résultat est tout a fait acceptable.

Malgré un bon accord sur l'occurrence de l'embrasement généralisé, la modélisation de la phase de développement d'un incendie restera sommaire tant que les codes n'utiliseront pas une équation de la chaleur tridimensionnelle. Á cela, il faut ajouter la simplicité des modèles de convection et de combustion. Une modélisation correcte de la phase d'extinction apparaît également comme un point déterminant pour prétendre simuler le développement d'un incendie dans un local lorsque le feu est contrôlé par l'arrivée d'air. Enfin, une amélioration du code doit nécessairement passer à l'avenir par une prise en compte d'un terme d'oxygène dans le processus de pyrolyse, ce qui implique de ne pas recourir à un modèle de combustion basé sur la fraction de mélange.

Il ressort finalement de cette étude qu'employer le code FDS, dans sa version actuelle, pour l'étude numérique de scénarii d'incendie de dimensionnement à bord d'un navire est raisonnable. Ces premiers résultats sont très prometteurs et il est d'ores et déjà possible d'utiliser l'approche par pyrolyse calculée pour prédire l'occurrence d'un flashover dans un local bien ventilé à l'échelle du navire. Suite à cette étude, plusieurs scénarii incendie ont pu être étudiés. L'étude d'un feu sous-ventilé nécessite néanmoins encore de nombreux travaux de recherches et une amélioration de l'outil numérique.

L'objectif affiché au début de ce travail qui visait à tenter de prévoir numériquement le développement d'un incendie d'une structure en composite est donc atteint. Les résultats ont démontré qu'il était possible de prévoir la croissance d'un incendie à l'échelle d'un navire à partir d'observations qualitatives faites à l'échelle de la matière. Bien que les résultats soient très encourageants, objectivement beaucoup reste encore à faire. Le travail réalisé montre aussi que la méthodologie multi-échelle mise en place semble incontournable pour simuler la contribution au feu de structures combustibles de manière fiable, tant les phénomènes physiques mis en oeuvre sont nombreux au regard de la limitation du code.

Les conclusions de cette thèse concernent au sens large la problématique générale de la simulation numérique des incendies utilisant des modèles avancés tels que les modèles LES. Il est apparu que ce type de modélisation constitue une voie incontournable et prometteuse pour l'étude des incendies dans le milieu naval. Elle offre en effet un accès aisé à de nombreuses grandeurs et possède un domaine d'application très étendu. Pour autant, les simulations incendies restent limitées par la puissance des équipements informatiques actuels et disponibles. Ces moyens ne permettent pas toujours de simuler de manière correcte l'ensemble des phéno-

mènes physiques. Malheureusement, même lorsque la puissance informatique et les connaissances suivent, la résolution numérique demeure limitée aux sous-modèles utilisés. En effet, la modélisation se heurte aujourd'hui principalement aux difficultés concernant la prise en compte de phénomènes physiques complexes, exerçant une influence significative sur l'ensemble du problème. Des évolutions du code en ce sens constituent des voies de recherche importantes.

Quelles perspectives peut-on dégager pour l'avenir ? Outre les points déjà cités plus haut, les perspectives de développement de ce travail sont nombreuses.

Il faut à la fois progresser sur le plan de la modélisation numérique et sur celui de la collecte de résultats expérimentaux susceptibles de soutenir le développement et la validation de modèles adaptés. La tendance actuelle est l'utilisation d'algorithmes génétiques pour l'optimisation des jeux de données d'entrée pour des simulations reproduisant des essais à petite échelle. Les premiers résultats de ces recherches sont encourageants. Ces travaux apporteront des réponses en terme de cinétique de dégradation et de production des espèces gazeuses, et permettront donc d'améliorer globalement la qualité de reproduction des essais réels par le biais de la simulation numérique.

Au niveau expérimental, il semble essentiel de progresser sur la connaissance des processus de dégradation en phase solide et d'oxydation en phase gazeuse. Ces points paraissent fondamentaux avant de vouloir prétendre simuler la propagation de flammes.

Une dernière perspective est relative aux travaux expérimentaux sur les feux sous ventilés. Ceci passe par des études plus approfondies sur les phénomènes d'extinction de la flamme et du comportement du solide lorsque la concentration d'oxygène varie.

Bibliographie

ABU ZAID, M., 1988 Effect of water on inflammation of cellulosic materials, *Ph.D. thesis*, University of Michigan State. (Cité pages 72 et 74.)

AGRAWAL, R.K., 1985 On the use of the Arrhenius equation to describe cellulose and wood pyrolysis, *Thermochimica Acta.***91**, 343–349. (Cité page 85.)

ALVES, S.S. & FIGUEIREDO, J.L., 1971 A model for pyrolysis of wet wood, *Chemical Engineering Science.*, **44**(12), 2861–2869. (Cité page 76.)

ANDERSON, GW., 1997 A burning rate model for charring materials, *NIST-GCR-97-725.* (Cité page 60.)

ANTAL, M. & VARHEGYI, G., 1995 Cellulose pyrolysis kinetics - the current state knowledge, *Industrial and Engineering Chemistry Research,* **34**, 703–717. (Cité page 122.)

ARSENEAU, D.F., 1961 The differential thermal analysis of wood, *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, **39**, 1915–1919. (Cité page 74.)

ASTM E 176, Standard terminology of fire standards, *Anual book of ASTM standards ASTM West Conshohoken PA.,* **4.07**. (Cité page 53.)

ATREYA, A. 1983 Pyrolysis ignition and fire spread on horizontal surface of wood, *Ph.D. thesis*, University of Harvard. (Cité pages 74 et 82.)

ATREYA, A., 1998 Inflammation of fire, *Philosophical Transactions of the Royal Society.*, **A356**, 2787–2813. (Cité page 78.)

ATREYA, A. et BAUM, H.R. 2002 A model of opposed flow flame spread over charring material, *Proceeding Combustion institute.*, **29**, 227–236. (Cité pages 85, 100 et 101.)

AUDOUIN, L., 1995 Etude de la structure d'une flamme simulant un incendie de produits industriels. Caractérisation et modélisation de cas réels de feux, *Ph.D. thesis*, Université de Poitiers. (Cité page 208.)

BABRAUSKAS, V., 2003 Ignition handbook, *edt Fire science publisher.* **ISBN 0-9728111-3-3**. (Cité pages 67 et 146.)

BABRAUSKAS, V., 1984 Developpment of the cone calorimeter- A bench scale heat release rate apparatus based on oxygen consumption, *Fire and materials.*, **8**, 81–95. (Cité pages 30, 31, 132 et 133.)

BAI, Y., VALLEE, T. & KELLER, T., 1983 Modeling of thermo physical properties for FRP composite under elevated and high temperature, *Thermochim Acta.,* **67**, 3098–3109. (Cité page 150.)

BALEY, C., PERROT, Y., DAVIES, P. BOURMAUD, A. & GROHENS, Y., 2006 Mechanical properties of composite based on low emission polyester resins for marine application, *Applied composite materials.,* **13**, 1–22. (Cité page 22.)

BAMFORD, C.H. & CRANK, J., 1946 Combustion of wood, *Proceeding of the Cambridge philosophical society.* (Cité pages 65 et 77.)

BAUM, H.R., McGRATTAN, K.B. & REHM, R.G., 1997 Three dimensional simulations of fire plume dynamics, *Fire Safety Science, Proceedings of the fifth international symposium.*, 511–522. (Cité page 215.)

BAUM, H.R. & ATREYA, A. 2005 Transport of gases in charring solids, *Proceeding joint meeting of US Section of the combustion institute.,* Philadelphia, 1–5.

BECK, J.V. & ARNOLD K.J., 1977 Parameter estimation in engineering and science, *Wiley and sons.,* New York. (Cité page 74.)

BEYLER, C.L. & HIRSCHLER, M.M., 1995 Thermal decomposition of polymer, *SFPE Handbook of fire protection Engineering 2th edition*, National fire protection association, Quincy, 1–110. textbfISBN 10 0877654514 et **ISBN 13 97808776513** (Cité page 54.)

BIRON, M., 1998 Thermosets and composites., *Thermosets and composites, Technical information for plastics users., Edt Elsevier Ltd,*, **ISBN 10-1856174114** et **ISBN-A3 978-1856174114**. (Cité page 19.)

BOLLAND, J.L. & GEE, G., 1946 Kinetics studies in the chemistry of rubber and related materials. II. Thermochemistry and mechanisms of olefin oxidation, *Trans. Far. Soc.,* **42**, 244 (Cité page 56.)

BORIES, S. & PRAT, M., 1995 ransferts de chaleur dans les milieux poreux, *Techniques de l'ingénieur.*, **B(8250)**, 1–33 (Cité pages 80, 135 et 286.)

BORGHI, R. & DESTRIAU, M., 1995 Combustion des flammes, *Technip.*, **22**. (Cité page 90.)

BRADLEY, H., 1970 Theory of inflammation of a reactive solid by constant energy flux, *Combustion science and technology.* (Cité page 77.)

BREUILLARD, A. & CORRIGNAN, P., 2009 Alternative Design Methodology for the Fire Safety of Composite Superstructures, *SNAME Annual Meeting and Ship Production System*. (Cité pages 11 et 236.)

BROHEZ, S., DELVASALLE, C., MARLAIR, G. & TEWARSON, A., 2000 The measurement of hear release rate from oxygen consumption in sooty fire, *Journal of fire science.*, **18**, 328–350. (Cité page 268.)

BRYDEN, K.M. & RAGLAND, K.W., 2002 Modeling thermally thick pyrolysis of wood, *Biomass and Bioenergy.,* **22**, 41–53. (Cité page 78.)

BRAUSMAN, S.K., 1988 Polymer degradation during combustion, *Journal of polymer science.*, **26**, 95–105. (Cité page 60.)

BROIDO, A. & WEINSTEIN, M., 1971 Low temperature isothermal pyrolysis of cellulose, *Combustion Science and Technolog.,* **3**, 285–296. (Cité pages 76, 120 et 121.)

BROWN, J.E., BRAUN, E. & TWILLEY, W.H., 1988 Cone calorimeter evaluation of the flammability of composite materials, *Technical report NBSIR 88-3733, National bureau of standards, Center for fire research.* (Cité pages 146 et 151.)

BUSHMAN, A.J., 1962 Inflammation of some wood exposed to low level thermal degradation, *NBS.,* **NBS Report 7306**. (Cité page 72.)

BUSTAMANTE VALENCIA, L., ROGAUME, T. & GUILLAUME, E., 2009 New method for simuling the kinectic of toxic gases productions of upholstered furniture fire, *Proceeding of the 11th international conference Fire & Materials.* Etats Unis, 698–695. (Cité pages 45 et 47.)

BUSTAMANTE VALENCIA, L., 2009 Experimental and numerical investigation of the thermal decomposition of materials at three scales : application to polyether polyurethane foam used in upholstered furniture, *Ph.D. thesis*, Université de Poitiers. (Cité pages 25, 42, 47, 63, 106, 117, 121 et 140.)

CARNOT, S., 1824 Réflexions sur la puissance du feu et sur les machines propres à développer cette puissance. (Cité page 50.)

CARSLAW, H.S. & JAEGER, J.C., 1959 Conduction of heat solids, *2th edition, Oxford university Press.* (Cité pages 69, 72, 85 et 144.)

CHANTELAUVE, G., 2005 Vers des approches "Analyse de risques" en matière de réglementation de la sécurité maritime, *Rapport Bureau Veritas, Ecole des Mines de Saint Etienne.*. (Cité page 7.)

CHEN, N.H., 1965 Simplified solutions for ablation in a finite slab, *AIAA journal.*, **3**,1148–1149. (Cité page 77.)

CRANK, J. & NICOLSON, P., 1947 A pratical solution for numerical evaluation of solutions of partial differential equation of the heat conduction type *Proceeding of the cambridge philoswophical society.,* **43**, 50–67. (Cité page 82.)

CRANK, J., 1984 Free and moving boundary problems, *Oxford university press.* (Cité page 85.)

CURTAT, M., 1993 La méthode de détermination du débit calorifique par mesure de la consommation d'oxygène, *Cahiers du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment , Cahier 2659.*, Paris (Cité page 268.)

CURTAT, M., 2001 Physique du feu pour l'ingénieur, *Traité de physique du batiment, Tome 3.*,**ISBN 2-86891-305-9** (Cité page 101.)

DELICHATSIOS, M.A. & DE RIS, J., 1983 An analytical model for the pyrolysis of charring material, *Factory Mutual Research.,* **RC83-BP-5**. (Cité pages 78 et 102.)

DELICHATSIOS, M.A., PANAGIOTOU, T.H. & KILEY, F., 1991 The use of time to ignition data for characterizing the thermal inertia and the minimun critical heat flux for ignition or pyrolysis *Combustion and flames.*, **84**, 323–332. (Cité page 66.)

DEMBSEY, N.A. & JACOBY, D.J., 2000 Evaluation of common inflammation models for use with marine cored composites *Fire and materials.*, **24**, 91–100. (Cité page 68.)

DE RIS, J.N., 1969 Spread of a laminar diffusion flame, *12th symposium on combustion, The combustion institute.*, 241. (Cité page 100.)

DESANGHERE, S., 2006 Détermination des conditions d'échauffement de structure extérieure à un bâtiment en situation d'incendie, *Ph.D. thesis*, INSA de Rouen. (Cité pages 91, 196 et 281.)

DI BLASI, C., 1993 Analysis of convection and secondary reaction effects within porous solid fuels undergoing pyrolysis, *Progress in energy and combustion science.*, **90**, 315–340. (Cité pages 74, 78, 80, 81, 84, 120, 121 et 302.)

DI BLASI, C., 1994 Numerical simulation of cellulose pyrolysis, *Biomass and bioenergy.*, **7**, 87–98. (Cité pages 76 et 78.)

DI BLASI, C., 1998 Comparaison of semi global mechanisms for primary pyrolysis of lignocellulosic fuels, *Journal of analytical and applied pyrolysis.*, **47**, 43–64. (Cité page 29.)

DI BLASI, C. & , BRANCA, C., 2001 Kinetics of primary product formation from wood pyrolysis, *Industrial and Engineering Chemistry Research.*, **40**, 5547–5556. (Cité page 76.)

DIETENBERGER, M.A., 1995 Protocol for ignitability, Lateral Flame spread and heat release rate using lift apparatus, Fire and polymer II, *Materials and tests for hazard prevention.*, 435–449. (Cité page 67.)

DIETENBERGER, M.A., 2006 Using a quasi heat pulse method to determine heat and moisture tranfert properties for porous orthotropic wood product or cellular solid materiaux, *Journal of thermal analysis and calormetry.*, **83**, 97–106. (Cité page 85.)

DRYSDALE, D., 1998 An introduction to fire dynamics, *2nd Edt J Wiley and Sons.*, **ISBN 0-471-9208** et **ISBN 0-471-97291-6** (Cité pages 58, 59, 92, 101, 208, 209, 229 et 302.)

DUSIMBERRE, G.M., 1961 Heat transfer by finite differences methods, *edt Wiley.* (Cité page 68.)

EASTERLING, K.E., HARRYSON, R., GISON L.J. & ASHBY, M.F., 1982 On the mechanics of balsa and other woods, *Proceedings of the royal society of London.*, **83**, 31–41. (Cité page 23.)

EKLUND, T.I., 1986 A vortex model for wall flame height, *Journal of fire science.*, **4**, 4–14. (Cité page 102.)

EMMONS, H., 1956 The film combustion of liquide fuel, *Z. Angews Math. Mech.*, **36**, 60. (Cité pages 97 et 99.)

FAGBEMI, L., KHEZAMI, L. & CAPART, R., 2001 Pyrolysis products from different biomass application to the thermal cracking of tar, *Applied Energy.*, **69**, 293–306. (Cité pages 120 et 123.)

FERNANDEZ PELLO, A.C., RAY, S.R. & GLASSMAN, I., 1980 Flame spread in an opposed forced flow the effect of ambient oxygen concentration, *The combustion institute*, **18**, 579–589. (Cité page 100.)

FERNANDEZ PELLO, A.C., 1984 Flame Spread Modeling, *Combustion Science and Technology.*, **39**, 119–134. (Cité page 98.)

FERNANDEZ PELLO, A.C., 1995 The solid phase, *Combustion fundamentals in fire.*, Ed G.Cox, **39**, Academic press london 31–100. (Cité page 101.)

FLORIO, J., HENDERSON, J.B. & TEST, F.L., 1989 Measurement of the thermochemical expansion of porous composite materials, *High temperature-high pressure.*, **21**, 157–165. (Cité page 85.)

FONT, R., ESPERANZA, M.M., MATIN GULLON, I., & TEST FULLANA A., 2001 Kinetic law for solids decomposition. Application to thermal degradation of heterogeneous materials, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis.*, **58-59**, 703–731. (Cité page 62.)

FREDERICK, W.J., & MENTZER, C.C., 1975 Determination of heat of volatilization for polymers by differentials scanning calorimetry, *Journal of applied polymer science.*, **19**, 1799–1804. (Cité page 94.)

FREDLUND, B., 1988 A model for heat and mass transfer in timber structure during fire, *Lund university.*, Sweden. (Cité pages 74 et 77.)

GALGANO, A., DI BLASI, C., BRANCA, C., & MILLELA, E., 2009 Thermal response to fire of a fibre reinforced sandwich panel : Model formulation, selection of intrinsic properties and experimental validation, *Polymer Degradation and Stability.*. **94**, 1267–1280. (Cité page 168.)

GARCIA, A.N., MARCILLA, A. & FONT, R., 1995 Therlmogravimetric kinetic study of the pyrolysis municipal solid waste, *Thermochimica Acta.*, **254**, 277–304. (Cité pages 120, 121 et 123.)

GIBSON, A.G., WRIGHT, P.N.H., WU, Y.S. & MOURITZ, A.P., 2004 The integrity of polymer composites during and after fire, *Journal of composition material.*, **38**, 1283–1307. (Cité page 85.)

GOLDBERG D., 1989 Genetic algorithms : in seach, optimization,& machine learning, *Edt Addison Weslet Publisher Inc.*, **ISBN-10 0201157675** et **ISBN-13 02à1157673** (Cité page 45.)

GOOS, A., 1952 Thermal degradation of wood., *Wood chemistry.*, **2**. (Cité page 74.)

GRENIER, A. & JANSSENS, M., 1997 Improved method for analyzing ignition data of composites, *23rd International conference for fire safety.*, Millbrae. (Cité pages 72, 180, 181, 183 et 185.)

GRENIER, A.T., 1998 Fire characteristics of cored composite materials for marine used, *Fire safety journal.*, **30**, 137–159. (Cité pages 142, 144, 159 et 160.)

GROSSHANDLER W., 1993 RADCAL : A Narrow-Band Model for Radiation Calculations in a Combustion Environment, *NIST Technical Note.***1402** (Cité page 280.)

GUILLAUME, E., 2005 Contexte réglementaire en matière de tenue au feu dans le domaine naval, Rapport LNE. (Cité page 7.)

GUILLAUME, E., 2006 Les outils de l'ingénierie en sécurité incendie, *G020284/C672X01/CEMATE/2.*, Rapport LNE. (Cité page 15.)

GUILLAUME, E., 2006b Mesure du débit calorifique par analyse de gaz, *G020284/C672X01/CEMATE/3.*, Rapport LNE. (Cité page 267.)

GUILLAUME, E, 2010 Essais de comportement au feu dans les transports, *Technique de l'ingénieur.*, **AM 3 540**. (Cité pages 5 et 8.)

GUILLAUME, E., RUMBAU, V. & SAINRAT 2007 SBI Thermal attack measurements round robin 2, *27 ENF 6704/CEMATE/1.*, Rapport EGOLF/LNE. (Cité pages 217 et 218.)

GUILLAUME, E, & CHIVAS, C. 2008 Fire models used in toxicity testing, Hazard of combustions products : Toxicity, Opacity, Corrosivity and Heat release rate, *edt Interscience.*, London, 21–43 **ISBN 978-0-9556548-2-4**. (Cité page 165.)

GUTIERREZ, J., BREUILLARD, A., CORRIGNAN, P., MARQUIS, D., CHIVAS, C., GUILLAUME, E. & PAVAGEAU, M., 2008 Use of fire safety engineering for the design of marine composite structure, *5th International Conference on Composites in fire, University of Newcastle.* (Cité pages 11 et 236.)

HAESSLER, W.M., 1974 The tetrahedron of fire, *The extinguishment of fire M.A.*, Quincy, National fire protection association. (Cité pages 64, 65 et 302.)

HALLMAN, J.R., 1971 Inflammation characteristics of plastics and rubber, *Ph.D. thesis, University of Oklahoma.* (Cité page 72.)

HASEMI, Y. & TOKUNAGA, T., 1983 Modeling of turbulent diffusion flames and fire plumes for the analysis of fire growth, *21th National jeat tranfer conference , Fire dynamics and heat transfer.*, Seattle, WA, 37–45. (Cité pages 101 et 102.)

HASEMI, Y. & TOKUNAGA, T., 1984 Some experimental aspect of turbulent diffsion flames and buoyant plumes from fire sources against a wall and in a corner of walls, *Combustion science and technology.*, **40**, 1–17. (Cité page 208.)

HASEMI, Y., YOSHIDA M., NOHARA, A., & NAKABAYASHI, T., 1989 Unsteady state epward flame spreading velocity along vertical combustible solid and influence of external radiatifion of flame spread, *Fire safety science, Proceeding of the 3nd International symposium .*, 197–206. (Cité page 191.)

HENDERSON, J.B., WIEBELD, J.A., TANT, M.R. & MOORE, G.R., 1983 A method for the determination of the specific heat and heat of decomposition of composite material, *Thermochim Acta.* **57**, 161–171. (Cité page 150.)

HENDERSON, J.B., WIEBELT, J.A. & TANT, M.R., 1985 A model for the thermal response of polymer composite materials with experimental verification, *Journal of composite materials.*, **19**, 579–595. (Cité pages 85 et 86.)

HESKESTAD, G., 2002 Fire plumes, flames heught andd air entrainment, *SFPE Handbook of fire protection engineering, 3rd edition., National fire protection association*, **2**, 1–17. **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513** (Cité pages 90 et 209.)

HEYERDAHL, T., 1952 The Kon Kiti expedition, *Allen and Unvin.* (Cité page 23.)

HIETANIEMI, J., HOSTIKKA, S. & VAARI, J., 1998 FDS simulation of fire spread-comparison of model results with experimental data, *www.vtt.fi.* (Cité page 223.)

HINKLEY, P.L., WRIAGHT, H.G.& WADLEY A., 1980 Rates of Heat Output and Heat Transfer in the Fire Propagation test, *Fire Research Note No 709 - Fire Research Station.*, Borehamwood. (Cité page 267.)

HO, K.Y., 2007 Flame spread modelling using CFD model, *MSc. Thesis*, University of Canterbury. (Cité page 183.)

HOPKINS, D. & QUINTIERE, J., 1996 Material fire properties and prediction for thermoplastics, *Fire safety journal.*, **29**, 241–268. (Cité page 66.)

HOUCK, C. & JOINES, J., 1995 A genetic algorithm for function optimization : a Matlab implementation, *Report NCSU IE TR 95 09.*, www.ise.ncsu.edu (Cité page 46.)

HU, Z., PANAFIEU, G., STAUDER, J. & TROUVE A., 2004 A presumed PDF approach to model turbulent non-premixed combustion in FDS, *Intl. Tech. Congress on Computational Simulation Models in Fire Engr. and Res.,* Univ. Cantabria, Santander, Spain, 281–295. (Cité pages 275 et 276.)

HUGETT, C., 1980 Estimation of rate of heat release by means of oxygen consumption measurements, *Journal of Fire and Materials,.*, **12**(2), 61–65. (Cité pages 138 et 266.)

ISO 5658-1, 2007 Essais de réaction au feu,Propagation du feu, Partie 1 : ligne directive sur la propagation de la flamme, *www.afnor.fr*. (Cité page 179.)

ISO 5660-1, 2002 Essais de réaction au feu, Débit calorifique, taux de dégagement de fumée et taux de perte de masse ; Partie 1 : Débit calorifique (méthode au calorimètre conique), *www.afnor.fr*. (Cité pages 30, 31, 131, 138 et 302.)

ISO 16730, 2007 Fire safety engineering ; Assessment, verification and validation of calculation methods, *www.afnor.fr* (Cité pages 15 et 46.)

JANNEL, J.C., 1998 Polyesters insaturés UP, *Technique de l'ingénieur.,* **AM 3 445**, 1–20. (Cité page 21.)

JANSSENS, M.L., 1981 Measuring Rate of Heat Release by Oxygen Consumption, *National Forest Products association.,* 1250 Connecticut Avenue NW, Washington DC 20036. (Cité page 268.)

JANSSENS, M.L. & PARKER, W.J., 1992 Oxygen Consumption calorimetry, *Heat Release in FiresBabrauskas.*, Grayson editions Houston.

JANSSENS, M.L., 1993 Improved method of analysis for the LIFT apparatus, Part I : Inflammation, *2nd Fire and Material conference.*, Interscience communication, Londons, 23-24 September, 37–46. (Cité pages 66, 67, 73, 144 et 155.)

JANSSENS, M.L. 1995 Calorimetry., *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering.*, The National Fire Protection Association Press N.Y.3, 16–36. **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513**

JANSSENS, M.L., 2003 Computer tools to determine material properties for fire growth modeling from cone calorimeter date, *Fire and Material conference,* Interscience communication, San Francisco., 27-28 September, 377–387. (Cité page 70.)

KANURY, A.M., & BLACKSHEAR P.L., 1970 Some consideration pertaining to the problem of wood burning, *Combustion and technologie.*, **1**, 339–356 . (Cité page 74.)

KANURY, A.M., 1972 Ignition of cellulosic solids-A review, *Fire research abstracts and review.*, **14(1)**, 24–52 . (Cité page 74.)

KANURY, A.M., 2002 Flaming ignition of solids fules, *SFPE Handbook of fire protection Engineering.*, **2**, 190–204 .**ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513** (Cité page 65.)

KANSA, E.J. & PERLEE, H.E., 1977 Mathematical model of wood including internal forced convection, *Combustion and flame.*, **29**, 311–324. (Cité pages 78, 81 et 85.)

KARLSSON, B., 1992 Modeling fire growth on combustible lining materials in enclosure, *Report TVBB-1009.*, Lund university, Lund (Suède). (Cité page 229.)

KARLSSON, B., 1993 A mathematical model for calculating heat release rate ion the room corner test, *Fire safety journal.*, **20**, 93–113. (Cité page 101.)

KARLSSON, B. & QUINTIERE, J.G., 2000 Enclosure fire dynamics., *Edt CRC presse.*, **ISBN 0-8493-1300-7** (Cité page 229.)

KASHIWAGI, T., 1974 *Combustion science and technology.*, **8**, 225. (Cité page 65.)

KASHIWAGI, T., 1994 Polymer combustion and flammability role of the condensed phase, *25th International on combustion, The combustion institute,.* 1423–1437. (Cité page 60.)

KAWAGOE K., 1958 Fire behaviour in rooms, *Report 27.,* Building reseach institute, Tokyo. (Cité page 230.)

KIM E., LAUTENBERGER, C. & DEMBSEY, N., 2009 Property Estimation for Pyrolysis Modeling Applied to Polyester FRP Composites with Different Glass Contents, *Composites & polycon.,* American Composites Manufacturers Association Tampa, FL USA. (Cité page 149.)

KIMOTO, K. & TANAKA, T.,2004 Burning model for charring material and its application to the compartment fire development, *Fire science and technology.* **23**, 170–190. (Cité page 61.)

KOUFOPANOS, C.A. & MASHIO, G. (1989), 1989 Kinetics modelling of the pyrolysis of biomass and biomass component, *The canadian jounal of chemical engineering.*, **67**, 75–84. (Cité pages 74 et 75.)

KUNG, H.C., 1972 A mathematical model of wood pyrolysis, *Combustion and flame.*, **18**, 185–195. (Cité pages 77, 78, 82, 84 et 85.)

KWON, J.W., 2006 Evaluation of FDS V4 : Upward flame spread, *MSc. Thesis*, Faculty of worcester polytechnic institute. (Cité pages 183 et 188.)

LATTIMER, B.Y. & OUELLETTE, J., 2006 Properties of composite for thermal analysis involving fires., *Composites : Part A***37**, 1068–1080. (Cité pages 149 et 150.)

LAUTENBERGER, C., REIN, G. & FERNANDEZ PELLO, C., 2006 The application of a genetic algorithm to estimate material properties for fire modeling from bench-scale fire test data, *Fire safety journal.*, **41**, 204–214. (Cité pages 42, 45 et 149.)

LAUTENBERGER, C.W., 2007 A generalizes pyrolysis model for combustible solids, *Ph.D. thesis*, University of california, Berkeley. (Cité page 94.)

LAUTENBERGER, C., WONG, W., COLES, A., DEMBSEY, N. & FERNANDEZ PELLO, C., 2009 Large scale turbulent flame spread modelingwith FDS5 on charring and noncharring material. *11th international conference Fire and Materials 2009, San Francisco, United States, 26 - 28 th January 2009,* **12**(2), 367–378. (Cité pages 178 et 223.)

LAVOISIER, A., 1785 Réflexions sur la phlogistique. (Cité page 50.)

LAMANCHE, J., 1998 Renforts en fibres de verre, *Technique de l'ingénieur.,* **A 3 237**, 1–22. (Cité page 22.)

LE BRAS, M., BOURBIGOT, S., MORTAIGNE, B. & CORDELLIER, G., 1998 Comparative study of the fire behaviour of glass fiber reinforced unsatured polyester using a cone calorimeter, *Polymers and Polymer composites.*, **6**, 535–539. (Cité page 145.)

LEE, C., Chaiken, R.F., & SINGER, J.L., 1976 Charrong pyrolysis of wood in fire by laser simulation, *Symposium of combustion.*. (Cité page 74.)

LEGROS, G., 2006 Etude du comportement radiatif d'une flamme de diffusion établié en micropesanteur, *Ph.D. thesis* Université de Poitiers. (Cité pages 272 et 283.)

LEVCHIK, C. & WILKIE, C.A., 2000 Char formation, In fire retardancy of polymeric materials, *Edt A.F. Grand and C.A. Wilkie, Marcel DekkerT.*, **ISBN 10 : 0 :8247-8879-6** (Cité page 61.)

LIANG, K.M., MA, R. & QUINTIERE, J.G., 2003 Application of CFD modeling to room fire grawth on wall, *NIST GCR 03-849.*. (Cité pages 177 et 195.)

LINAN, A. & WILLIAMS, F.A., 1971 Theory of inflammation of a reactive solid by constant energy flux, *Combustion Science and technology.,* **13**, 91–98. (Cité page 77.)

LUIKOV, A., 1975 Systems of differntials equations of heat and mass transfer n capillary porous bodies, *International journal of heat and mass transfer.*, **18**, 1–14. (Cité page 85.)

LYON, R.E. & JANSSENS, M.L., 2005 Polymer flammability, *NIST.***N°DOT/FAA/AR-05/14**, 82. (Cité pages 60 et 94.)

MA, T., 2001 Numerical simulation of unconfined fire plumed, *Ph.D. thesis*, University of Maryland. (Cité pages 183, 184, 196, 214 et 215.)

MACCARI, A., & VERGINE, A., 2001 Safety First Project a step forward in passenger ship safety design, *INA passenger Ship Conference.*, London (Cité page 10.)

MAGNUSSEN, S.E. & THELANDERSSON, S. 1970 Temperature time curves for the complete process of fire developpement-A theorical study of wood fuel in enclosed spaces, *Acta polytechnica scandinavica*, **Ci 96**, Stockholm. (Cité page 230.)

MAIRESSE, M., PETIT, J.M., CHERON, J. & FALCY, M., 1999 Produits de dégradation thermique des matières plastiques, *Hygiène et sécurité du travail INRS.*, **174**, 47–57. (Cité page 90.)

MARKSTEIN, G.H. & DE RIS, J., 1972 Upward fire spread over textiles, *14th symposium on combustion/ The combustion institute.*, **1**, 1085–1097. (Cité page 101.)

MARKSTEIN, G.H., 1977 Scaling of Radiative characteristics of turbulent diffusion flames, *16th symposium on combustion/ The combustion institute.,* **1**, 1407–1419. (Cité page 95.)

MARQUIS, D., GUILLAUME, E., SANCHEZ, M. PAVAGEAU, M. & GUTIERREZ, J., 2007 EMC2 MP08 MS 1 : Etat de l'art de l'utilisation des matériaux composites sandwichs dans le milieu naval., *LNE : H015206/C672X06/CEMATE/1*. www.lne.fr (Cité page 19.)

MARQUIS, D., GUILLAUME, E., PAVAGEAU, M. & CHIVAS, C., 2009a Multiscale validation of pyrolysis model based CFD Simulation of Fire growth on composite,., *Proceeding of the 11th international conference Fire & Materials.* Etats Unis, 413–624. (Cité page 12.)

MARQUIS, D., GUILLAUME, M. PAVAGEAU, CHIVAS C. & BUSTAMANTE VALENCIA, L. 2009b Modélisation du comportement au feu d'un composite par calcul de pyrolyse : approche combinée expérience-simulation à petite échelle, *Journal of Mecanique & Industries*, **10**, 245–253. (Cité page 148.)

MARQUIS, D., GUILLAUME, M. PAVAGEAU, CHIVAS-JOLY C. & BUSTAMANTE VALENCIA, L. 2010a Modélisation du comportement au feu du balsa à petite échelle, *Societé Française de Thermique*, Le Touquet, 5-7 mai 2010. 25-28 mai 2010 (Accepté) (Cité page 158.)

MARQUIS, D., GUILLAUME, M. PAVAGEAU, CHIVAS-JOLY C. & BUSTAMANTE VALENCIA, L. 2010b Multi-scale simulation of the fire behavior of a sandwich composite -Comparison of model results with experimental data, *12th International Conference on Fire Science and Engineering Science INTERFLAM, University of Nottingham (Grande Bretagne)*, 5-7 juillet 2010. (Accepté)

MARTIN, S., 1965 Diffusion controlled ignition of cellulosic materials, *10th Symposium on combustion/ The combustion institute.* (Cité page 65.)

MATALA A., D., HOSTIKKA S. & MANGS J., 2009 Estimation of pyrolysis model parameters for solid materials using thermogravimetric data, *Journal of Fire safety science*, **9**, 1213–1223. (Cité page 42.)

MCCAFFREY, B., 1995 Flame height, *SFPE Handbook of fire protection engineering, 2nd edition., National fire protection association*. **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513** (Cité pages 208 et 217.)

MCGRATTAN, K., HOSTIKKA, S., FLOYD, J., BAUM, H., REHM, R., MELL, W. & MCDERMOTT, R., 2008 Fire Dynamics Simulator Version 5.2, Technical Reference Guide. (Cité pages 39, 131, 271 et 283.)

MELAAEN, M.C. & GRANLI, M., 1997 Modeling and simulation of moist wood drying and pyrolysis, Developments in thermo-chemical biomass conversion, *A.V. Bridgewater and D.B.G. Boocook Londen Blackie Academic and professional.,* 132–146. (Cité page 78.)

MIKKOLA, E. & WICHMAN, I., 1989 On the thermal ignition of combustible materials, *Fire and material.,* **14**, 87–96. (Cité pages 67 et 72.)

MIKKOLA, E., 1992 Ignitability of solid materials, *Heat release rate in fires, Babrauska es Grayon (eds). Elsevier applied science.,* 225–232. (Cité page 72.)

MILLER, R.S. & BELLAN, J., 1997 A generalized biomass pyrolysis model based on superimposed cellulose, hemicellulose and lignin kinetics, *Combustion science and technology.,* **126**, 97–137. (Cité page 76.)

MILOSAVLJEVIC, I. & , SUUBERG, M.E.. 1994 Cellulose thermal decomposition kinetics : Global mass loss kinetics, *Industrial and Engineering Chemistry Research.,* **35**, 653–662. (Cité page 76.)

MOGHTADERI, B., 2006 The state of the art in pyrolysis modelling of lignocellulosic solid fuel, *Fire and material.*, **30**, 1–34. (Cité page 78.)

MOURITZ, A.P., & GIBSON, A.G., 2006 Fire properties of polymer composite materials, *Edt Springer, Solid mechanics and its applications.*, **ISBN-10 1-4020-5355-X** (Cité page 85.)

MOGHTADERI, B., NOVOZHILOV, N., FLETCHER, D. & KENT, J., 1997 A new correlation for bench scale piloted ignition data of wood., *Fire safety journal,* **29**, 41–59. (Cité pages 66 et 78.)

MULLER HAGEDORN, M., BOCKHORN, H., KREBS, L., & MULLER, U., 2002 Investigation of thermal degradation of three wood species as initial step in combustion of biomass, *Proceedings of the Combustion Institute*, **29**, 399–406. (Cité page 122.)

MUSSER, A., MCGRATTAN, K. & PALMIER, J., 2001 Evaluation of a fast simplified CFD model for solving room airflow problems, *Technical report, NIST*, **NISTIR 6760**. (Cité page 201.)

NF EN 13823, 2002 Essais de réaction au feu des produits de construction, Produits de construction à l'exclusion des revêtements de sol exposés à une sollicitation thermique provoquée par un objet isolé en feu, *www.afnor.fr* (Cité pages 36, 212 et 302.)

NF ENV 13005, 1999 Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure, *www.afnor.fr*

NF ISO 5658-2, 2007 Essais de réaction au feu,Propagation du feu, Partie 2 : propagation latérale sur les produits de bâtiment et de transport en position verticale, *www.afnor.fr*. (Cité pages 34, 178, 179, 180 et 302.)

NF ISO 19706, 2007 Ligne directrices pour l'évaluation des dangers du feu sur les personnes. *www.afnor.fr*. (Cité pages 112, 139, 148 et 212.)

NF ISO 19702, 2006 Essais de toxicité des effluents du feu ; Lignes directrices pour l'analyse des gaz et des vapeurs dans les effluents du feu par spectroscopie infrarouge à transformée de Fourier (IRTF), *www.afnor.fr*. (Cité page 27.)

NF ISO 21367, 2007 Réaction au feu ; Méthode d'essai de propagation de flamme et de dégagement de produits de combustion à partir d'éprouvettes orientées verticalement, *www.afnor.fr* (Cité pages 35, 36, 178, 195 et 302.)

NF X70-100-1, 2006 Essais de comportement au feu ; Analyse des effluents gazeux, Partie 1 : méthodes d'analyses des gaz provenant de la dégradation thermique, *www.afnor.fr* (Cité page 27.)

NF X70-100-2, 2006 Essais de comportement au feu ; Analyse des effluents gazeux, Partie 2 : méthode de dégradation thermique au four tubulaire, *www.afnor.fr*

NUNN, T.R. & HOWARD M.R., 1985 Products compositions and kinetics in the rapid pyrolysis of sweet gum hardwood, *Industrial & Engineering chemistry, Process design and developpment.*, textbf2, 836–844. (Cité page 75.)

NURBAKHASH, S., 1989 Thermal decomposition of charring material, *E Lansing MI Michigan University.* (Cité page 74.)

OHLEMILLER, T. & SHIELD, J., 1993 One and two sided burning of thermally thin material, *Fire and Materials.*, **17**, 103–110. (Cité pages 142 et 159.)

OHLEMILLER, T.J., 1995 Smoldering combustion, *SFPE Handbook of fire protection engineering, Second edition.*, National fire protection association, 2-200–2-210. **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513** (Cité page 156.)

OMI A.653 (16), 1989 Recommendation on improved fire test procedures for surface flammability or bulkead, ceiling and dest finish materials, *International code for application of fire test procedures (FTP code).*, Resolution MSC.61(67) OMI, Londres UK, pp 61–95. (Cité page 34.)

OMI MSC 40 (64) 1994 Standard for qualifying marine materials for high-speed craft as fire-restricting materials, OMI, London, UK, *www.imo.org*. (Cité page 30.)

OMI MSC 61 (67), 1998 International Code for Application of Fire Test Procedures, OMI, London, UK. *www.imo.org*. (Cité page 34.)

OMI MSC.97/73, 2000 Adoption of the international code of safety for high speed craft. (HSC code), London. (Cité page 6.)

OMI MSC.99/73, 1974 Adoption of amendments to the international convention for the safety of life at seat,1974, As admetted, London. (Cité page 6.)

OMI MSC/Circ.1002 (2001) 2001 Guidelines on alternative design and arrangements for fire safety, London, UK. *www.imo.org*. (Cité pages 7, 8, 9, 11 et 302.)

OMI MSC/Circ 1006, 2001 Guidelines on fire test procedure for accpetance of fire retardant material for the construction of lifeboats, London, UK. *www.imo.org*. (Cité page 30.)

ORFAO, J., ANTUNES, F. & FIGUEIREDO, J., 1999 Pyrolysis kinetics of lignocellulosic materials - three independent reactions model, *Fuel.*, **78**, 349–358. (Cité page 123.)

ORLOFF, L., MARKSTEIN, G.H. & DE RIS, J., 1974 Upward turbulent fire spreas and burning of fuel vertical, *15th symposium on combustion/ The combustion institute.***1**, 183–192. (Cité page 101.)

ORLOFF, L. & DE DIS, J., 1983 Froude modelling of pool fires, *19th symposium on combustion/ The combustion institute.*, 885. (Cité page 96.)

OTT, H.J., 1981 Thermal conductivity of composite materials, *Plastics, rubber rocessing and application.*, **1**, 9–24. (Cité page 86.)

OZISIK, N., 1973 Radiative transfer and interaction with conduction and convection., *Edt John Wiley and sons.*, **ISBN 10-0471657220** et **ISBN-13 978-0471657224**. (Cité pages 83 et 292.)

OUF, F.X., 2006 Caractérisation des aérosols émis lors d'un incendie, *Ph.D. thesis* Université de Rouen. (Cité page 89.)

PAL, G. & MACSKASY, H.,1991 Plastics their behavior in fire, Studies in polymer science 6, *Edt Elsevier.*, **ISBN 0-444-98766-5** (Cité page 60.)

PAGNI, P.L., SHIH, T.M., 1992 Excess pyrolyzate, *16th Symposium of combustion/The combustion Institute.*, 1329. (Cité page 101.)

PARKER, W.J., 1985 Calculations of the Heat Release Rate by Oxygen Consumption for Various Applications, *Journal of Fire Sciences.*, **2**, 380–395. (Cité pages 82 et 268.)

PARKER, W.J., 1992 Wood material, Part A, Prediction of the heat release rate from basic measurement, *Heat release rate in fires, Babrauskaes Grayon (eds), Elsevier applied science.*, 333–356. (Cité pages 61 et 78.)

PARNEIX, P. & LUCAS, D., 1998 Les matériaux composites en construction navale militaire, *Technique de l'ingénieur.*, **AM 5 600**, 1–16. (Cité page 19.)

PERRING, G.A., FARELL, P.V. & SPRINGER, G.S., 1980 Degradation of tensile and shear properties of composites exposed to fire or high temperature, *Journal of composite materials.*, **14**, 54–66. (Cité page 85.)

PETERS, N., 2000 Turbulence combustion, *Edt Cambridge University press.*, **ISBN 0521660823**. (Cité page 91.)

PIZZO, Y., 2006 Caractérisation de la flamme de diffusion établie le long d'un combustible solide en convection naturelle par le nombre de transfert de masse. *PhD. Thesis*, Université de provence. (Cité pages 101, 177, 189 et 203.)

POINSOT, T. & VEYNANTE, D., 2001 Theoretical and numerical combustion, *Edt Edwards.*, **ISBN 1-930217-10-2** (Cité pages 91, 272, 275, 276 et 307.)

QIAN, C., 1995 Turbulent flame spread on vertical corner walls., *NIST-GCR-95-669*, 1–145. (Cité page 206.)

QUINTIERE,J.G. et HARKLEROAD, M., 1984 New concepts for measuring flame spread properties, *NBS.***NBSIR 84-2943**.

QUINTIERE, J.G & HARKLEROAD M., 1985 New composite for measuring flame spread properties, *In T.Z. Harmathy Fire safety : Science and Engineering ASTM.*, **SP 882**, 239–268. (Cité pages 66 et 72.)

QUINTIERE, J.G, HARKLEROAD M.,& HASEMI, Y., 1985 Wall flames and implications for upward flame spread, *AIAA paper 85-0456.*, American institute of astronautics and aeronautics. (Cité page 101.)

QUINTIERE, J.G., 2006 Fundamentals of fire phenomena, *Edt Wiley.*, **ISBN-13 978-0-470-091135** (Cité pages 69 et 96.)

RAILEIGH, G.D., 1892 On the influence of obstacles arranged in rectangular order upon the properties of a medium, *Phil. Mag.*,**34**, 481–507. (Cité page 86.)

RAITHBY, G.D., et CHUI, E.H., 1990 Finite volume method for predicting radiant heat transfert in enclosure with participating media, *A. Journal of Heat Transfert.* (Cité page 283.)

RAMSDALE, S., & MAWHINNEY, N., 2001 Fire consequence modelling for the SAFETY FIRST project, *INA passenger Ship Conference.*, London

RATH, J. & STAUNDINGER, G., 2001 Craking reactions of taf from pyrolysis of spruce wood, *Fuel.*, **80**, 1379–1389. (Cité page 120.)

RAVEENDRAN, K. & GANESH, A., 1996 Pyrolysis characteristics of biomass and biomass components, *Fuel.*, **75**, 987–998. (Cité page 76.)

REIN, G., LAUTENBERGER, C., FERNANDEZ PELLO, C., TORERO, J. & URBAN, D., Application of genetic algorithms and thermogravimety to determine the kinetics of polyurethane foam on smoldering combuistion, *Combustion and flame.*, **146**, 95–108. (Cité page 45.)

REHM, R.G. & BAUM, H.R., 1978 The equations of motion for thermally driven bouyant flows, *Journal of Research of the N.S.B.*, **83**, 297–308. (Cité page 39.)

RESZKA, P., 2008 In depth temperature profiles in pirolyzing wood, *Ph.D. thesis*, Université d'Edimbourg. (Cité page 81.)

RITCHIE, S.J., STECKLER, K.D., HAMINS, A., CLEARY, T.G., YANG J.C. & KASHIWAGI, T., 1997 The effect of sample size on the heat release rate of charring materials, *Fire safety journal.*, 5th symposium Melbourne, 177–188. (Cité page 78.)

ROBERTS, A., 1971 Problems associated with the theorical analysis of the burning of wood, *Proceeding of the combustion institute.*, **13**, 893–903. (Cité page 74.)

ROCABOY, F., 1972 Comportement thermique des polymères synthétiques, Tome 1 polymère à chaîne carbonées,, *Edt Masson and cie.*, **ISBN 2-85599-442-X** (Cité pages 55 et 56.)

SAASTOMOINEN, J. & RICHARD J., 1996 Simulatneous drying and pyrolysis of solid fuel particles, *Combustion and flame.*, **106**, 288–300. (Cité page 85.)

SACADURA, J.F., 1982 Initiation aux transferts thermiques, *Technique et documentation Lavoisier.* (Cité page 292.)

SAINRAT, A. & CHESNE L., 2005 Essais normalisés de réaction au feu, *Technique de l'ingénieur.*, **AM 3 540**. (Cité page 51.)

SAUER, F., 1956 The charring of wood during exposure to thermal radiation correlation analysus for semi infinite solids, *Intrim. T AFSWP-868 Forest service.* (Cité page 65.)

SHAFIZADEH, F. & , BRADBURY, A.G.W., 1979 Thermal degradation of cellulose in Air and Nitrogen at low temperature, *Journal of Applied Polymer Science*, **23**, 1431–1441. (Cité page 76.)

SHAFIZADEH, F., 1984 The chemistry of pyrolysis and combustion. The chemistry of solid wood, *Edt American chemical society.*, **ISBN 0-8493-1588**. (Cité page 29.)

SHAW, C.T., 1992 Using computational fluids dynamics, *Prentice hall.* http ://www.eng.ac.uk/staff/cts/cfdbook/. (Cité page 174.)

SHIELDS, T.J., SILCOK, G.W. & MURRAY, J., 1994 Evaluation ignition data using the flux time product, *Fire and material.*, **18**, 243–254. (Cité page 72.)

SIBULKIN, M. & KIM, J., 1977 The dependance of flame propagation on surface heat tranfer. ii. upward burning, *Combustion science and technology.*, **17**, 39–49. (Cité pages 101 et 102.)

SIEGEL, R. & HOWELL, J.R., 1992 Thermal radiation heat transfer, *3rd Edt, Taylor et francis.*, **ISBN 10 0891165061** et **ISBN 0-89116-506-1** (Cité pages 84, 279 et 292.)

SIMMS, D.L., 1963 On the pilot inflammation of wood by radiation, *Combustion and flames.***7**, 253–561. (Cité pages 65, 69, 72 et 77.)

SMITH, E. & SATIJA, S. 1981 Release rate model for developing fires *20th joint ASME/AICHE national heat transfer conference.* (Cité page 72.)

SPEARPOINT, M. & QUINTIERE, J., 2001 Prediction the piloted ignition of wood in the cone calorimeter using an integral model effect of specie grain orientation and heat flux, *Fire safety journal.***36**, 391–415. (Cité pages 66, 77, 78 et 85.)

STAGGS, J., 2003 Heat and mass transport in developping chars, *Polymer degradation and stability.*, **82**, 297–307. (Cité page 85.)

STAM, A.J., 1956 Wood and cellulose science, *Industrial and engineering chemistry.* **48**. (Cité page 74.)

TABY, J. & HØYNING, B., 1992 Utilisation des renforts multiaxiaux dans l'industrie marine, La construction navale en composite, *Colloque IFREMER.*, 86–97. (Cité page 18.)

TAGARIELLI, V.L., DESHPANDE, V.S., FECK N.A. & CHEN, C., 2005 A constitutive model for transversely isotropic foams application to the indentation of balsa wood, *International Journal of Mechanical Sciences.*, **47**, 666–686. (Cité page 23.)

TAMANINI, F., 1976 A numerical model for one dimensional heat condction with pyrolysis in a slab of finite thichness., *FMRC Technical report J.I.*, **21011.7**, Factory mutual research corporation. (Cité page 82.)

TAMANINI, F., 1980 Modeling of buoyant and turbulent flames over vertical and inclined combustibles wall, *FMRC Technical report J.I.*, **OE1E3.BU**, Norwood.

TEWARSON, A., 1994 Flammability parameter of material : Ignition combustion and fire propagation, *Journal of fire science.*, **10**, 188–241. (Cité pages 72 et 73.)

TEWARSON, A., 1995 Generation of heat and chemical compounds in fire, *SFPE handbook of fire protection Engineering., 2nd Edition.*, National fire protection association, Quincy, 3.53–3.124., **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513** (Cité pages 66 et 268.)

THOMAS, P.H., 1994 On occurant upward surface spread of flame, *Fire safety journal*, 89–99. (Cité page 102.)

THORNTON, W.M., 1917 The relation of oxygen to the heat of combustion of organic compounds, *Philosophical magazine and Jounal of science.*, **33**, 196–203. (Cité pages 31, 266 et 275.)

TIEN, C.L., LEE, K.Y. & STRETTON, AJ. 1995 Chapter Radiation Heat transfert, *SFPE handbook of fire protection engineering, 2nd edition.*, National fire protection association, Quincy, 1.79–1.89. **ISBN 10 0877654514** et **ISBN 13 97808776513**

TINNEY, E.R., 1965 he combustion of wooden dowels in heated air, *Tenth Intern. Sump. In combustion.* (Cité pages 77 et 82.)

TORERO, J.L., 2008 Flaming ignition of solids fuels, *SFPE Handbook of fire protection Engineering 4th edition*, National fire protection association, 2.260–2.276 .**ISBN 10 087765-821-8** et **ISBN 13 978087765-821-4** (Cité pages 58, 63, 66 et 302.)

TSAI, K.C. & DRYSDALE, D., 2002 Flame heigh correlation and upward with external radiation, *Fire and material.,* **26**, 279–287. (Cité page 102.)

TROITZSCH, J. 2004 Plastics flammability handbooks, *3rd Edt,* **ISBN 1-56990-356-5** et **ISBN 3-446-21308**. (Cité page 57.)

TU , K.M. & Quintiere, J.G., 1991 Wall flame heigh with external radiation, *Fire technology.,* **27**, 195–203. (Cité page 102.)

VARHEGYI, G. & , JAKAB, E., 1994 Is the Broido-Shafizadeh model for cellulose pyrolysis is true ?, *Energy & Fuel.,* **8**, 1335–1352. (Cité page 76.)

VARHEGYI, G., ANTAL, M., JAKAB, E. & SZABO, P., 1997 Kinetic modeling of biomass pyrolysis, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis.,*, **42**, 73–87. (Cité page 122.)

VYAZOVKIN, S. & WIGHT, C.A., 1999 Model-free and model-fitting approaches to kinetic analysis of isothermal and nonisothermal data, *Thermochimica Acta.,* **340-341**, 53–68. (Cité page 62.)

VOVELLE, C. & DELFAU, J.L., 1997 Combustion des plastiques, *Technique de l'ingénieur.,* **AM3 170**, 18. (Cité page 56.)

WICHMAN, I.S., ZHENG, G. & BENARD, A. 2001 Opposed flow flame spread over polymeric materials influence of phase change, *Combustion and flame.,* **124**, 387–408. (Cité pages 100 et 101.)

WILLIAMS, F.E., 1982 Urban and wildland fire phenomenology, *Progress in energy and combustion science.,***8**, 317–354. (Cité page 101.)

WILLIAMS, F.E., 1985 Combustion theory., *Edt Addison Wesley.*, **ISBN 10 0201407779** et **ISBN 0-978-0201407778** (Cité page 91.)

WILSON, M.T., DLUHOHORSKI, B.Z. & KENNEDY, E.M., 2003 Uniformity of radiant heat fluxes in cone calorimeter, *Fire Safety Science.*, **7**, 815–826. (Cité pages 132 et 133.)

WHITAKER, S., 1977 Simultaneous heat, mass, and momentum transfer in porous media ; A theory of drying., *International Journal of Heat and Mass Transfer,* **13**, 119–203. (Cité page 79.)

YANG, L., CHEN, X., ZHOU, X. & FAN, W., 2003 The pyrolysis and inflammation of charring material under an external heat flux, *Combustion and flame.,* **133**, 407–413. (Cité pages 78 et 82.)

ZUKOSKI, E.E., KUBOTA, T. & CETEGEN, B., 1981 Entrainment in fire plumes *Fire Safety journal*, **3**, 107–121.
(Cité pages 208 et 215.)

Annexes

A

Sommaire

A.1 Principe de comparaison . . . 265
A.2 Principe de la calorimétrie par déplétion d'oxygène . . . 266
A.2.1 Observations expérimentales . . . 266
A.2.2 Approche théorique . . . 267
A.2.3 Incertitude de mesure de taux de dégagement de chaleur . . . 270
A.3 Description du code CFD . . . 271
A.3.1 Méthode de résolution numérique . . . 271
A.3.2 Modélisation de la combustion . . . 272
A.3.3 Modélisation du rayonnement . . . 279
A.3.4 Modélisation du transfert dans la phase solide . . . 284
A.4 Rayonnement thermique . . . 292
A.4.1 Transfert radiatif dans un milieu semi transparent . . . 292
A.4.2 Interaction du rayonnement avec les gaz dans les incendies . . . 297
A.5 Résultats complémentaires . . . 298

A.1 Principe de comparaison

Les techniques utilisées pour comparer des données vectorielles sont issues d'une technique mathématique appelée analyse fonctionnelle. L'analyse fonctionnelle est une généralisation de l'algèbre linéaire, d'analyse, et de géométrie. Il s'agit d'un domaine d'étude développé en 1900 à partir des travaux de Hilbert. Les problèmes sont décrits en notation vectorielle. Des opérations appropriées sur ces vecteurs peuvent être définies pour réaliser une analyse quantitative des propriétés du système physique sous jacent.

La comparaison globale de deux courbes en fonction du temps ou d'un autre paramètre réalisé de points uniques ou scalaires peut être étendue à celle des points multiples. Chacune de ces courbes peut être représentée comme un vecteur multidimensionnel, où chaque point dans le temps introduit une dimension supplémentaire. Dans ce cas, $\mathbf{x}$ est la notation pour le vecteur n-dimensionnel $(x_1, x_2, ..., x_n)$. Cette notation vient à définir la norme [1] de la différence des vecteurs des données expérimentales $\mathbf{x}$ et du modèle $\mathbf{y}$. La distance entre deux vecteurs est alors décrite par la longueur résultant de la différence entre ces derniers $\|\mathbf{x} - \mathbf{y}\|$. De façon générale, il est pratique de normaliser ceci comme une différence relative au données expérimentales $\|\mathbf{x} - \mathbf{y}\| / \|\mathbf{x}\|$ où $\|\mathbf{x}\|$ traduit la norme du vecteur $\mathbf{x}$. Outre ces deux différences, un autre composant géométrique peut être étudié : le cosinus de l'angle (non nul) entre ces vecteurs déduit de :

$$\cos\left[\angle(\mathbf{x}, \mathbf{y})\right] = \frac{\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle}{\|\mathbf{x}\| \, \|\mathbf{y}\|} \tag{A.1}$$

Le produit scalaire de deux vecteurs $\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle$ est le produit de la longueur des deux vecteurs. Le cosinus de l'angle entre les vecteurs $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$ est représentatif de la colinéarité des vecteurs, c'est-à-dire de la concordance morphologique des courbes expérimentales et numériques. Plus sa valeur est proche de 1, meilleure est la concordance morphologique entre les courbes représentées par les vecteurs $\mathbf{x}$.

Puisque l'angle entre un vecteur et lui-même est par définition nul, il s'en suit :

$$\|\mathbf{x}\| = \sqrt{\langle \mathbf{x}, \mathbf{x} \rangle} \tag{A.2}$$

Les produits scalaires $\langle \mathbf{x}, \mathbf{x} \rangle$, $\langle \mathbf{y}, \mathbf{y} \rangle$ et $\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle$ ainsi que les normes associées peuvent être définis suivant quatre approches : euclidien, Hellinger, sécante et hybride d'euclidien et de sécante.

• Initialement, le produit scalaire euclidien est le plus intuitif pour mesurer la longueur commune à toutes les représentations d'un vecteur dans un espace affine. Il permet également de définir une distance entre deux vecteurs, invariante par translation et compatible avec la multiplication externe.

$$\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle = \sum_{i=1}^{n} x_i y_i \tag{A.3}$$

Remarque : La définition du produit scalaire $\langle \mathbf{x}, \mathbf{x} \rangle$ conduit simplement à remplacer le point y par le point x dans les différentes expressions (et inversement pour $\langle \mathbf{y}, \mathbf{y} \rangle$).

1. La norme offre une définition de la longueur d'un vecteur.

• Le produit scalaire discret de Hellinger et la norme donnent une mesure de la forme de deux vecteurs.

$$\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle = \frac{\sum_{i=1}^{N} (x_i - x_{i-1})(y_i - y_{i-1})}{t_i - t_{i-1}} \tag{A.4}$$

• La secante peut être traduite comme une variation du produit scalaire d'Hellinger. Le produit scalaire de la sécante et la norme offre un filtrage des données. Dans le cas où les données sont fortement bruités, la valeur de s donne un filtrage de la fonction étudiée et permet d'étudier les macro-évolutions. La sécante compare la forme fonctionnelle globale des courbes en réduisant le bruit sous-jacent. Lorsque $s = 1$, la définition du produit scalaire de la sécante équivaut à celui de Hellinger.

$$\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle = \frac{\sum_{i=1}^{N} (x_i - x_{i-p})(y_i - y_{i-p})}{t_i - t_{i-p}} \tag{A.5}$$

• L'hybride est la somme pondérée entre le produit scalaire euclidien et de la sécante. L'équilibre entre les contributions du produit scalaire euclidien et du produit scalaire de la sécante est réalisé par des facteurs de pondération. L'hybride compare les longueurs et les courbures.

$$\langle \mathbf{x}, \mathbf{y} \rangle = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i y_i + \frac{1}{n-s} \frac{\sum_{i=1}^{N} (x_i - x_{i-s})(y_i - y_{i-s})}{t_i - t_{i-s}} \tag{A.6}$$

A.2 Principe de la calorimétrie par déplétion d'oxygène

La notion de taux de dégagement de chaleur ou débit calorifique (Heat Release Rate (HRR) en anglais) est apparue dans la seconde moitié du XX^e siècle. La mesure du débit calorifique est d'un intérêt majeur dans l'étude des incendies. L'évaluation de ce paramètre permet de déterminer la probabilité pour que le matériau contribue ou non au développement d'un incendie. Il permet de déterminer dans quelle mesure l'incendie risque d'enflammer d'autres matériaux et de se propager. De plus, la quantité de fumée et la production de toxiques sont le plus souvent fonction du débit calorifique, par l'intermédiaire du taux instantané de perte de masse.

A.2.1 Observations expérimentales

Cette méthode, utilisée pour déterminer le débit calorifique, repose sur l'étude de Thornton *et al.* (1917) qui observa que pour la très grande majorité des composés organiques liquides et gazeux, une quantité plus ou moins constante de chaleur était dégagée par unité de masse d'oxygène consommée dans le cas d'une combustion complète. Hugett (1980) observa la même tendance avec des matériaux combustibles organiques. Dès lors la valeur de $13,1.10^3\ kJ.kg^{-1}$ ($0,7.10^3\ kJ.kg^{-1}$) fut attribuée expérimentalement à cette constante. D'après Thornton, la mesure de la consommation d'oxygène est un moyen assez précis ($\pm$ 5 % à quelques exceptions près : cas de matériaux très soufrés ou de combustions de matrices non carbonées (métaux...) par exemple) et relativement simple pour évaluer la puissance d'un feu dans des conditions réalistes.

A.2.2 Approche théorique

Le principe de la mesure du HRR repose sur la calorimétrie par déplétion d'oxygène. En effet, Hinkley *et al.* (1968) émit l'hypothèse que les variations de concentration d'oxygène dans les effluents de combustion pouvaient permettre de calculer le taux de dégagement de chaleur [Guillaume (2006b)].

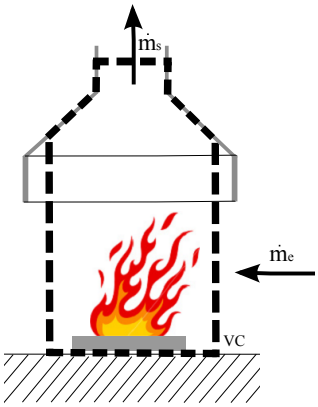


FIGURE A.1 – *Principe de la calorimétrie par déplétion d'oxygène.*

La totalité des gaz issus de la combustion est collectée et analysée comme l'illustré sur la figure A.1. Le foyer est surmonté d'une hotte destinée à collecter l'intégralité des gaz de réaction. Un analyseur paramagnétique permet de déterminer la quantité d'oxygène consommée et donc, par l'intermédiaire de la relation de Huggett, de calculer la quantité d'énergie libérée par la combustion par unité de surface.

La puissance dégagée par la réaction s'écrit alors en utilisant l'hypothèse de régime quasi-stationnaire dans le volume de contrôle VC :

$$\dot{Q} = \Delta h_{O_2} \left(\dot{m}^e_{0_2} - \dot{m}^s_{0_2} \right) \tag{A.7}$$

où Δh_{O_2} est la chaleur de combustion par unité d'oxygène consommée, et $\dot{m}^e_{0_2}$ correspond au débit massique d'oxygène entrant dans le volume de contrôle VC [Fig. (A.1)] et $\dot{m}_{0_2}(e)$ désigne le débit massique de gaz sortant de VC. Le débit massique d'oxygène entrant dans VC est directement liè au débit et à la composition de l'air entrant par la relation :

$$\dot{m}^e_{O_2} = \dot{m}^e \frac{M_{O_2}}{M_e} \left(1 - X^e_{H_2O} - X^e_{CO} \right) X^e_{O_2} \tag{A.8}$$

où X caractérise la fraction volumique, M la masse molaire, $\dot{m}^e$ le débit massique d'air entrant dans le volume de contrôle et M_e la masse molaire de l'air ambiant.

En définissant le facteur de consommation d'oxygène par

$$\phi = \frac{\dot{m}^e_{o_2} - \dot{m}^s_{o_2}}{\dot{m}^e_{o_2}}, \tag{A.9}$$

ϕ est la fraction de l'air entrant dans le volume de contrôle dont l'oxygène est totalement consommé par les processus de combustion. L'équation (A.7) peut alors se mettre sous la forme :

$$\dot{Q} = \Delta h_{O_2} \phi \dot{m}^e_{0_2} \frac{M_{O_2}}{M_e} \left(1 - X^e_{H_2O} - X^e_{CO} \right) X^e_{O_2} \tag{A.10}$$

La mesure du débit d'air entrant dans VC $\dot{m}^e$ reste délicate. En effet l'apport d'air n'est pas contrôlé et le débit d'air entrant est régi par la convection naturelle liée au gradient de température généré par le feu. En général seul le débit de gaz sortant est connu [2]. De ce fait, il convient de définir une relation entre le débit total entrant dans VC et le débit de gaz sortant. La conservation de la matière au cours des réactions chimiques induit qu'au nombre de moles de la fraction d'air dépourvu de son oxygène doit correspondre un nombre de moles égal ou supérieur de produits de combustion dans le débit de gaz sortant de VC. Le facteur d'expansion γ est introduit pour traduire le rapport des deux quantités molaires citées précédemment. Les débits molaires totaux entrant et sortant sont donc liés par une relation du type :

$$\frac{\dot{m}^s}{M_s} = \frac{\dot{m}^e}{M_e}(1-\phi) + \frac{\dot{m}^e}{M_e}\gamma\phi \tag{A.11}$$

Cette expansion dépend de la composition du combustible et de la stoechiométrie de la réaction. Si la réaction globale n'est pas précisée, la valeur moyenne de γ utilisée correspond à la réaction de combustion du méthane [3] soit $\gamma = 1,105$.

En faisant l'hypothèse que $M_s \simeq M_e$, il vient finalement :

$$\dot{m}^e = \frac{\dot{m}^s}{1+\phi(\gamma-1)} \tag{A.12}$$

L'équation finale du taux de dégagement de chaleur par consommation d'oxygène s'écrit

$$\boxed{\dot{Q} = \Delta h_{O_2} \frac{\phi}{1+\phi(\gamma-1)} \dot{m}^s \frac{M_{O_2}}{M_e}\left(1 - X^e_{H_2O} - X^e_{CO}\right) X^e_{0_2}} \tag{A.13}$$

A.2.2.1 Facteur de correction

Dans les années 90, Parker (1985), Janssens (1991),(1992) et (1995) ou Curtat (1993) travaillèrent sur l'application de la méthode de mesure du HRR dans des conditions réelles et variées. Il s'en suit l'introduction de facteurs de correction adaptés tenant compte par exemple du caractère incomplet de la combustion. Brohez *et al.* (2000) ont par ailleurs développé récemment des techniques de prise en compte de l'énergie mise en jeu dans la formation de suies.

La connaissance des enthalpies de formation de CO et CO_2 pour de nombreux matériaux a permis de développer une forme de calorimétrie basée sur la présence de ces deux gaz dans les fumées [Tewarson (1995)].

Le facteur de correction est défini à partir de la composition des gaz mesurée par l'analyseur. L'expresion évolue en fonction du nombre d'espèces considérées. A partir de la relation

$$\dot{m}_{O_2} = \frac{X_{O_2} M_{O_2}}{X_{N_2} M_{N_2}} \dot{m}_{N_2} \tag{A.14}$$

2. Valable à condition que tous les gaz soient collectés par une hotte.
3. L'erreur résultant par ce choix sur le résultat est relativement faible

et en admettant que l'azote n'intervient pas dans les réactions de combustion, il s'ensuit :

$$\phi = \frac{\frac{X^e_{O_2} M_{O_2}}{X^e_{N_2} M_{N_2}} \dot{m}^e_{N_2} - \frac{X^s_{O_2} M_{O_2}}{X^s_{N_2} M_{N_2}} \dot{m}^s_{N_2}}{\frac{X^e_{O_2} M_{O_2}}{X^e_{N_2} M_{N_2}} \dot{m}^e_{N_2}} = \frac{\frac{X^e_{O_2}}{X^e_{N_2}} - \frac{X^s_{O_2}}{X^s_{N_2}}}{\frac{X^e_{O_2}}{X^e_{N_2}}} = \frac{X^e_{O_2} X^s_{N_2} - X^s_{O_2} X^e_{N_2}}{X^e_{O_2} X^s_{N_2}} \tag{A.15}$$

La relation (A.14) est précise à 10% mais seulement dans le cas où la combustion est complète, c'est à dire lorsque tout le carbone est transformé en CO_2. L'erreur sera sensiblement accrue si de grandes quantités de CO sont produites lors de la combustion.

Des recherches à ce sujet furent menées par Janssens notamment, en vue de tenir compte du caractère incomplet de la combustion. Il n'en demeure pas moins que des approximations sont inévitables car il n'est pas concevable de prendre en compte tous les gaz dégagés. Outre la mesure de O_2 au cours du temps, les quantités de CO et CO_2 sont alors mesurées. Si les seules espèces recherchées sont principalement O_2, CO et CO_2, les fractions molaires d'azote s'écrivent

$$X^e_{N_2} = 1 - X^e_{O_2} - X^e_{CO_2} \text{ et } X^s_{N_2} = 1 - X^s_{O_2} - X^s_{CO_2} - X^s_{CO} \tag{A.16}$$

il s'en suit :

$$\phi = \frac{X^e_{O_2}\left(1 - X^s_{CO_2} - X^s_{CO}\right) - X^s_{O_2}\left(1 - X^e_{CO_2}\right)}{X^e_{O_2}\left(1 - X^s_{O_2} - X^s_{CO_2} - X^s_{CO}\right)} \tag{A.17}$$

où X désigne la fraction molaire, M la masse molaire, $\dot{m}_e$ le débit massique d'air entrant dans VC.

La prise en compte de la correction de CO implique la détermination de la quantité d'oxygène nécessaire pour oxyder le CO formé $\Delta\dot{m}_{O_2}$:

$$CO + \frac{1}{2} O_2 \xrightarrow{\Delta h_{CO}} CO_2 \tag{A.18}$$

D'après la définition du facteur décrite précédemment, il est possible de définir

$$\Delta\dot{m}_{O_2} = \frac{1}{2}(1 - \phi)\frac{X^s_{CO}}{X^s_{O_2}}\frac{M_{O_2}}{M_e}\frac{\dot{m}^s}{1 + \phi(\gamma - 1)} X^e_{O_2} \tag{A.19}$$

Ainsi, le débit calorifique total $\dot{Q}_t$, en reprenant l'expression (A.7) et en ajoutant la quantité d'O_2 consommée pour la formation de CO, devient :

$$\dot{Q}_{tot} = \Delta h_{O_2}\left(\dot{m}^0_{O_2} - \dot{m}_{O_2} + \Delta\dot{m}_{O_2}\right) \tag{A.20}$$

Le débit calorifique représentant la combustion de CO en CO_2 s'écrit :

$$\dot{Q}_{CO \mapsto CO_2} = \Delta h_{CO} \Delta\dot{m}_{O_2} \tag{A.21}$$

où Δh_{CO} est l'énergie dégagé lors de la combustion du CO en CO_2 par unité de masse d'O_2 consommée ($\cong$ 17.6 $MJ.kg^{-1}$ d'O_2 consommé).

L'expression du débit calorifique s'écrit, conformément à la loi de Hess qui stipule que la chaleur produite ou absorbée par une réaction ne dépend que des états finaux et initiaux et non du chemin suivi :

$$\dot{Q} = \dot{Q}_{tot} - \dot{Q}_{CO\mapsto CO_2} = \Delta h_{O_2}\left(\dot{m}^e_{O_2} - \dot{m}^s_{O_2}\right) - \left(\Delta h_{CO} - \Delta h_{O_2}\right)\Delta\dot{m}_{O_2} \tag{A.22}$$

L'expression finale du taux de dégagement de chaleur corrigé est :

$$\boxed{\dot{Q} = \left[\Delta h_{O_2}.\phi - \left(\Delta h_{CO} - \Delta h_{O_2}\right)\frac{1-\phi}{2}\frac{X^s_{CO}}{X^s_{O_2}}\right]\frac{\dot{m}^s}{1+\phi(\gamma-1)}\frac{M_{O_2}}{M_e}(1-X^s_{H_2O})X^e_{0_2}} \tag{A.23}$$

A.2.3 Incertitude de mesure de taux de dégagement de chaleur

La théorie de la mesure du taux de dégagement de chaleur par consommation d'oxygène implique qu'une énergie dégagée est associée à chaque quantité d'oxygène consommée par le feu. Cette théorie n'est vérifiée partiellement pour de nombreux matériaux. Certaines corrections sont possibles afin de prendre en compte les transferts d'énergie associés à une oxydation partielle.

$$\dot{Q}(t) = \Delta h_{O_2}\frac{M_{O_2}}{M_e}\dot{m}_s\left(\frac{X^e_{O_2} - X^s_{O_2}}{\gamma - 1.5\,X^s_{O_2}}\right) = \Delta h_{O_2}\,1.1\,C\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\left(\frac{X^e_{O_2} - X^s_{O_2}}{1.105 - 1.5\,X^s_{O_2}}\right)$$

ΔP différence de pression mesurée au diaphragme à chaque instant. T_s température des fumées au niveau du diaphragme, C coefficient d'étalonnage du diaphragme servant de débitmètre. Le coefficient 1,105 correspond au facteur d'expansion des gaz. le coefficient 1,5 est une estimation de la production d'eau et de dioxyde de carbone par rapport à la consommation d'oxygène. Tandis que me coefficient 1,1 est une estimation du rapport des masses molaires de l'air et de l'oxygène.

Dans le cas de la formule par consommation d'oxygène seule, l'incertitude calculée est une incertitude liée principalement à la fidélité. La justesse n'est pas totalement considérée dans le calcul, car le facteur de Thornton et le facteur d'expansion des gaz sont supposés comme constants et parfaitement connus.

Cette formule simplifiée donne donc la fidélité la plus faible, mais l'erreur de justesse peut être importante. Dans les formules plus élaborées, le biais est diminué par adjonction de termes correctifs, mais la présence de facteurs supplémentaires entraîne une dégradation de la fidélité.

Le calcul de l'incertitude composée du taux de dégagement de chaleur peut alors être réalisé à partir des incertitudes de types B en réalisant la somme quadratique de ces incertitudes dans le cas de mesures directes. L'application de la loi de propagation de l'incertitude de développement de Taylor d'ordre 1 au taux de dégagement de chaleur conduit à l'équation :

$$\begin{aligned} u\left(\dot{Q}(t)\right)^2 = {} & \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial C}\right|^2 u(C)^2 + \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial\Delta P}\right|^2 u(\Delta P)^2 + \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial T_s}\right|^2 u(T_s)^2 + \\ & \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial X^e_{O_2}}\right|^2 u(X^e_{O_2})^2 + \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial X^s_{O_2}}\right|^2 u(X^s_{O_2})^2 + \left|\frac{\partial\dot{Q}(t)}{\partial\Delta h_{O_2}}\right|^2 u(X^e_{O_2})^2 \end{aligned} \tag{A.24}$$

avec :

$$\frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial C} = \frac{1.1\,\Delta h_{O_2}\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\left(X^s_{O_2} - X^e_{O_2}\right)}{1.5\,X^s_{O_2} - 1.105} \qquad \frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial \Delta P} = \frac{1.1\,C\,\Delta h_{O_2}\left(X^s_{O_2} - X^e_{O_2}\right)}{2\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\,(1.5\,X^s_{O_2} - 1.105)\,T_s}$$

$$\frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial \Delta T_s} = \frac{-1.1\,C\,\Delta h_{O_2}\,\Delta P\left(X^s_{O_2} - X^e_{O_2}\right)}{2\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\,(1.5\,X^s_{O_2} - 1.105)\,T_s^2} \qquad \frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial X^e_{O_2}} = \frac{-1.1\,C\,\Delta h_{O_2}\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}}{1.5\,X^s_{O_2} - 1.105}$$

$$\frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial X^s_{O_2}} = \frac{-1.1\,C\,\Delta h_{O_2}\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\left(1.105 - 1.5\,X^e_{O_2}\right)}{\left(1.5\,X^s_{O_2} - 1.105\right)^2} \qquad \frac{\partial \dot{Q}(t)}{\partial \Delta h_{O_2}} = -1.1\,C\sqrt{\frac{\Delta P}{T_s}}\,\frac{X^e_{O_2} - X^s_{O_2}}{1.105 - 1.5\,X^s_{O_2}}$$

et l'incertitude élargie U associée d'un facteur d'élargissement (k=2) est telle que :

$$U\left(\dot{Q}(t)\right)^2 = k\,u\left(\dot{Q}(t)\right).$$

L'incertitude élargie U est une grandeur définissant un intervalle autour du résultat de mesurage, dont on puisse s'attendre à ce qu'il comprenne une fraction élevée de la distribution des valeurs qui pourraient être attribuées raisonnablement au mesurande. La valeur de k est déterminée en fonction du niveau de confiance p en supposant une loi normale. Pour exemple lorsque k=2, p=95,45% dans le cas d'une loi normale.

A.3 Description du code CFD

A.3.1 Méthode de résolution numérique

La méthode numérique appliquée au système d'équations de conservation et d'état considère de manière générale que toutes les dérivées spatiales sont approximées par un schéma aux différences finies centre du second ordre. La discrétisation temporelle se fait suivant une méthode à pas fractionnaire basée sur un schéma de type Runge-Kutta prédicteur-correcteur explicite. Concernant la boucle de calcul, les conditions initiales de chaque calcul sont les conditions ambiantes. A chaque pas de temps, les quantités que sont la masse volumique, la composition chimique, la vitesse d'écoulement et la pression sont connues. Toutes les autres grandeurs peuvent être calculées à partir de celles-ci. La procédure de prédiction-correction peut alors être décomposée comme suit [McGrattan *et al.* (2008)] :

1. **Phase de prédiction** : Les variables thermodynamiques ρ, Z et p_0 sont estimées au pas de temps suivant par un schéma Euler explicite. Une estimation de la divergence de l'écoulement est alors obtenue à partir de ces valeurs. Les composantes normales de vitesse aux frontières qui sont nécessaires pour le calcul de la divergence sont supposées connues.
2. **Phase de correction** : Ces variables thermodynamiques ρ ,Z et p_0 sont corrigées pour le pas de temps suivant. La divergence est alors calculée à partir des variables thermodynamiques corrigées. Ainsi, la vitesse est aussi corrigée.
3. **Vérification de la convergence du calcul** : Dans la phase de prédiction et la phase de correction, on vérifie la convergence du calcul en s'assurant de sa

consistance et de sa stabilite. Pour vérifier la consistance, il faut s'assurer que la divergence de la vitesse calculee, à partir des variables thermodynamiques, a une valeur suffisamment proche de la valeur de la divergence calculée, à partir du champs dynamique, c'est à dire $\epsilon \ll 1$, ou ϵ est définie par la relation suivante :

$$\epsilon = |div(\mathbf{u})_{Thermodynamique} - div(\mathbf{u})_{Dynamique}| \leq 10^{-6}$$

4. **Pas de temps** : Le pas de temps est déterminé par la condition CFL (Courant-Friedrichs- Lewy) et, en cas de forte viscosité, par un critère de stabilité parabolique typique des schémas explicites du second ordre. A chaque phase de prédiction, il est donc vérifié que :

$$\Delta_t = min\left(\frac{\Delta_x}{u_{ijk}}, \frac{\Delta_y}{v_{ijk}} \frac{\Delta_z}{w_{ijk}}, \frac{\rho_{ijk}\,\Delta_x^2}{8\,u_{ijk}}, \frac{\rho_{ijk}\,\Delta_y^2}{8\,v_{ijk}}, \frac{\rho_{ijk}\,\Delta_z^2}{8\,w_{ijk}}\right),$$

A cette condition, s'ajoute, dans le cas des grilles numériques fines en LES ($< 5\ mm$) ou dans le cas de calcul en DNS, la condition de Von Neumann. Cette condition n'est pas utilisée dans le cadre de cette thèse et de fait ne sera pas présentée.

Si le pas de temps est trop grand pour assurer la stabilité du calcul, il est réduit de manière à respecter cette condition et la procédure reprend depuis le début du pas de temps. Dans le cas contraire, la procédure continue.

Les dérivées spatiales sont, elles, discrétisées selon un schéma aux différences centrées du second ordre sur un maillage cartésien (mailles parallélépipédiques). A chaque maille est associé un triplet (i, j, k) représentant la position de la maille selon les axes x, y et z respectivement. La résolution numérique utilise une approche par grille décalée : les quantités scalaires correspondent au centre des mailles alors que les quantités vectorielles sont placées au centre des faces [Legros (2006)].

A.3.2 Modélisation de la combustion

Il est possible de trouver dans le guide de références techniques de FDS, le détail du modèle de combustion et la méthode de résolution numérique employée.

La modélisation optimale de la combustion requiert simultanément un maillage relativement affiné et la résolution d'un mécanisme chimique détaillé à vitesse réactionnelle finie. Ce type de modélisation est encore limité et ne peut être envisagé par les calculateurs actuels pour simuler des incendies. Cette limitation induit donc de faire une forte hypothèse simplificatrice.

L'étude des flammes de diffusion se heurte en premier lieu à un problème de mélange car au niveau de la flamme, le mélange gazeux est soit trop riche ou soit trop pauvre en combustible pour être le siège de réactions de combustion. Poinsot et Veynante (2001) simplifient le problème et indiquent que la composition d'un mélange d'espèces chimiques peut se ramener à décrire simplement toutes les espèces à l'aide d'une seule variable appelée " *fraction de mélange* " régie par une équation de convection-diffusion sans terme source.

Il existe des modélisations plus complètes toutefois elles nécessitent des moyens informatiques plus importants. Le modèle de cinétique chimique finie présenté dans le paragraphe (2.4.2) peut également être appliqué sous FDS.

A.3.2.1 Modèle de fraction de mélange

Approche classique à une étape

Pour illustrer cette approche, il est possible de considérer ici le cas d'une chimie simple à une étape. De manière très générale, l'équation de combustion peut écrire une réaction de combustion sous le symbolisme suivant :

$$C_x H_y O_z N_a M_b + v_{O_2} O_2 \longrightarrow v_{CO_2} CO_2 + v_{H_2O} H_2O + v_{CO} CO + v_s S + v_{N_2} N_2 + v_M M \quad \text{(A.25)}$$

où les v_i sont les coefficients stoechiométriques pour le processus complet de combustion. Le terme CO est extrait du produit P afin d'expliquer la modification apportée dans la nouvelle version de FDS, et présentée dans le paragraphe suivant.

En définissant respectivement les grandeurs Y_{O_2}, Y_F, et Y_P comme les fractions massiques de l'oxydant, du combustible, et des produits de combustion obéissant à l'équation de transport, il s'en suit :

$$\frac{\partial \rho Y_k}{\partial t} + \nabla . (\rho \mathbf{u} Y_k) = \nabla . (\rho D_k u Y_k) + \dot{\omega}_k \text{ avec k=F, } O_2\text{, P} \quad \text{(A.26)}$$

La stoechiométrie de la réaction chimique implique que les termes de production et de consommation peuvent s'écrire de la manière suivante

$$\dot{\omega}_{O_2} = s.\dot{\omega}_F \text{ et } \dot{\omega}_P = -(1+s).\dot{\omega}_F \text{ avec } s = \frac{v_{O_2} M_{0_2}}{v_F M_F}$$

où M_F et M_{O_2} représentent respectivement les masses molaires du combustible et de l'oxydant. La fraction de mélange est alors définie par la rélation :

$$Z = \frac{sY_F - \left(Y_{0_2} - Y_{0_2,\infty}\right)}{sY^l_{F,\infty} - Y_{0_2,\infty}} \quad \text{(A.27)}$$

Par définition, le scalaire varie de $Z = 1$ dans une région de l'espace ne contenant que du combustible à $Z = 0$ dans une région où la teneur en dioxygène correspond à la teneur ambiante initiale $Y_{0_2,\infty}$. La fraction de combustible dans l'écoulement du combustible est notée $Y^l_{F,\infty}$. Les versions antérieures à FDS5 considéraient une chimie simple à une étape où l'oxygène et le combustible réagissait instantanément. A présent, la version 5 utilise une formule généralisée qui semble mieux adaptée. La fraction de mélange est ainsi défini en tenant compte de la fraction massique du combustible et des produit de combustion porteur de carbone :

$$Z = \frac{1}{Y^l_F}\left(Y_F + \frac{M_F}{xM_{CO_2}} Y_{CO_2} + \frac{M_F}{xM_{CO}} Y_{CO} + \frac{M_F}{xM_s} Y_s\right) \quad \text{(A.28)}$$

x est le nombre d'atome de carbone sur la molécule de combustible.

Par combinaison linéaire des équations de conservation pour l'oxygène et le combustible (A.27) avec l'hypothèse d'équidiffusivité des espèces (les coefficients D_k sont égaux), la fraction de mélange Z est alors régie par l'équation de convection-diffusion sans terme source :

$$\frac{\partial \rho Z}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} Z) = \nabla (\rho D \nabla Z) . \quad \text{(A.29)}$$

La fraction de mélange est une quantité conservée qui traduit un rapport normalisé entre la masse de combustible et la masse d'oxydant.

Les équations de transport des fractions massiques et de température peuvent être définies dans un nouveau repère dont Z est l'une des coordonnées. En admettant que la structure de la flamme n'est fonction que de la variable Z, et en considérant

que les gradients normaux aux isosurfaces de Z sont prépondérants, les équations de transport s'écrivent :

$$\rho \frac{\partial Y_k}{\partial t} = \frac{\rho \chi}{2} \frac{\partial^2 Y_k}{\partial Z^2} + \dot{\omega}_k. \tag{A.30}$$

$\chi = 2D \mid \nabla Z \mid^2$ est la dissipation scalaire de la variable Z. Le calcul du taux de réaction $\dot{\omega}_k$ se décompose d'une part en un problème de mélange, à travers la dissipation χ, et d'autre part en un problème de détermination de la structure de la flamme pour estimer la grandeur $\partial^2 Y_k \Big/ \partial Z^2$.

Approche à deux étapes avec production de CO

Les versions 2 à 4 de FDS considéraient une chimie simple à une étape où l'oxygène et le combustible réagissait instantanément au sein d'une cellule. En effet, la réaction globale simple utilisée spécifie que le taux de production des espèces gazeuses est proportionnel au taux de consommation du combustible. Cela signifie que chaque molécule de combustible conduit à la formation de CO_2, H_2O de CO et des suies. Ces produits persistent indéfiniment dans le panache de fumée sans réaction de leur part. Cette approche reste valable pour de nombreux scénarii lorsque la combustion est bien ventilée. En revanche en milieu sous ventilé, cette hypothèse n'est plus justifiée. Pour tenir compte de la production de CO et d'une éventuelle oxydation au sein de la flamme, une réaction supplémentaire a été ajoutée à l'équation (A.31) :

$$C_x H_y O_z N_a M_b + v'_{O_2} \longrightarrow v_{CO_2} CO_2 + v_{H_2O} H_2O + (v_{CO} + v'_{CO}) CO + v_s S + v_{N_2} N_2 + v_M M \tag{A.31}$$

$$v'_{CO} \left[CO + \frac{1}{2} O_2 \longrightarrow CO_2 \right] \tag{A.32}$$

Cette approche relativement simpliste reste très limitée pour reproduire fidèlement l'oxydation du CO.

La version 5 de FDS induit pour cela de résoudre plusieurs équations de transport Z_α à la place d'une équation unique Z, de sorte que $\sum Z_\alpha = Z$. Ainsi, il est possible d'avoir dans une même cellule un mélange oxygène/fuel qui n'est pas le siège d'une réaction. Pour décrire la composition des espèces gazeuses, la fraction de mélange Z peut alors être décomposée en trois termes :

$$Z_1 = \frac{Y_F^l}{Y_F} \tag{A.33}$$

$$Z_2 = \frac{M_F}{[x - (1 - X_H v_s)] M_{CO}} \frac{Y_{CO}}{Y_F^l} \tag{A.34}$$

$$Z_3 = \frac{M_F}{[x - (1 - X_H v_s)] M_{CO_2}} \frac{Y_{CO_2}}{Y_F^l} \tag{A.35}$$

où $x - (1 - X_H v_s)$ représente le nombre d'atome de carbone oxydé de la molécule de combustible ; ce sont les atomes de carbones qui ne sont pas convertis en suies. X_H est la fraction atomique de l'hydrogène. A partir de cette expression, la fraction massique de chacune des espèces chimiques $Y_i(Z_1, Z_2, et Z_3)$ peut est définie par combinaison linéaire des trois fractions de mélange.

A.3.2.2 Modèle utilisé dans FDS : chimie infiniment rapide

Le cas d'une chimie irréversible et infiniment rapide permet de simplifier encore le problème. Cette hypothèse spécifie que la réaction consomme le combustible et l'oxydant si rapidement qu'elle interdit la coexistence de ces deux réactifs. La forme fonctionnelle de la relation d'état qui provient de la théorie classique des flammes de diffusion laminaires mène à un modèle de flamme infiniment mince où la flamme est une surface bidimensionnelle installée dans un milieu tridimensionnel.

Si les processus de diffusion moléculaire peuvent être résolus, l'hypothèse selon laquelle le combustible et l'oxydant ne peuvent coexister mène au concept de relation d'état entre la fraction de mélange Z et la fraction massique de chaque espèce mise en jeu. Dans ce contexte, la flamme est nécessairement située sur l'isosurface $Z = Z_{st}$ où

$$Z_{st} = \frac{Y_{0_2,\infty}}{sY^l_{F,\infty} + Y_{0_2,\infty}} \tag{A.36}$$

désigne la valeur de la fraction de mélange à la stoechiométrie. L'expression de Burke et Schumann [Poinsot et Veynante (2001)] permet de décrire la structure de la flamme adiabatique dans le cas d'une chimie irréversible et infiniment rapide. Les fractions massiques des espèces ainsi que la température dépendent alors directement de la fraction de mélange suivant $Z \longrightarrow Y_k$ et $Z \longrightarrow T$. La connaissance de Z permet alors de définir la structure de la flamme.
Le taux de réaction est nul en dehors de l'isosurface $Z = Z_{st}$. En supposant un état quasi-stationnaire, l'équation (A.30) devient pour le combustible :

$$\dot{\omega}_F = -\frac{\rho\chi}{2}\frac{\partial^2 Y_F}{\partial Z^2} = -\frac{\rho\chi}{2}\frac{Y^l_F}{1-Z}\varrho(Z - Z_{st}). \tag{A.37}$$

où ϱ désigne la fonction de dirac. Cette équation prédit que le dégagement de chaleur ne peut se produire qu'au niveau de l'isosurface $Z = Z_{st}$ et qu'il est proportionnel au mélange entre le combustible et l'oxydant caractérisé par la dissipation scalaire χ.

Une approche classique pour modéliser le taux de réaction moyen est d'analyser la structure de la flamme [Poinsot et Veynante (2001)]. Le taux de réaction filtré peut alors s'exprimer en introduisant une fonction densité de probabilité associée $p(\chi, Z)$ sous la forme [Hu *et al.* (2004)] :

$$\dot{\omega}''' = \frac{Y^l_F}{2(1-Z_{st})}\overline{\rho}\widetilde{\chi}_{st}\widetilde{p}\,(Z_{st}) \tag{A.38}$$

Le terme $\overline{\rho}\widetilde{\chi}_{st}$ represente la valeur filtrée conditionnelle de $\rho\chi$ pour $Z = Z_{st}$. Cette grandeur est classiquement estimée par $\widetilde{\chi}_{st} = \widetilde{\chi}_{st} \simeq 2\mu_t \Big/ S_{c_t}|\nabla Z|^2$ où μ_t et S_{c_t} désignent respectivement la viscosité et le nombre de Schmidt turbulent [Poinsot et Veynante (2001), Hu *et al.* (2004)]. Finalement, le taux de réaction filtré s'écrit :

$$\dot{\omega}'''_F = -\frac{Y^l_F}{1-Z_{st}}\bar{\rho}\frac{\mu_t}{S_{c_t}}|\nabla Z|^2\tilde{p}\,(Z_{st}) \tag{A.39}$$

Il existe une relation analogue pour la consommation d'oxygène. La relation introduite par Thornton *et al.* (1917) définit que le dégagement de chaleur dû à la combustion $\dot{Q}'''$ est proportionnel au taux de consommation d'oxygène, indépendamment

du combustible impliqué, ce qui conduit à l'équation :

$$\dot{Q}''' = \Delta h_{O_2} \frac{Y_{O_2,\infty}}{Z_{st}} (\rho D)_{LES} |\nabla Z|^2 \widetilde{p}(Z_{st}) \tag{A.40}$$

Le terme $\widetilde{p}(Z_{st})$ caractérise la probabilité d'occurrence d'avoir $Z = Z_{st}$, i.e. la probabilité locale de présence de la flamme. Par défaut, le code FDS utilise : $\widetilde{p}(Z_{st}) = \varrho(\widetilde{Z} - Z_{st})$. Cette simplification néglige toute variation de sous-maille de la fraction de mélange et considère que cette grandeur est homogène au sein de chaque maille [Hu *et al.* (2004)].

Théoriquement, le terme de consommation volumique d'oxygène n'est pas directement utilisé. En effet, l'unité de surface de flamme est utilisée pour calculer le dégagement de chaleur. Le taux de consommation d'oxygène est déduit de l'équation de conservation de l'oxygène.

$$-\dot{m}'''_{O_2} = -\left[\frac{\partial \rho Y_{O_2}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho Y_{O_2} \mathbf{u})\right] + \nabla \cdot (\rho D Y_{O_2}), \tag{A.41}$$

qui s'écrit également en fonction de Z

$$-\dot{m}'''_{O_2} = -\nabla \cdot \left[\rho D \frac{\partial \rho Y_{O_2}}{\partial Z} \nabla Z\right] - \frac{dY_{O_2}}{dZ} \nabla \cdot \Big(\rho D \nabla Z\Big). \tag{A.42}$$

Cette expression indique que la consommation d'oxygène est nulle au sein d'un volume VC lorsque $dY_{O_2}/dZ = cte$ [Fig. (A.2)].

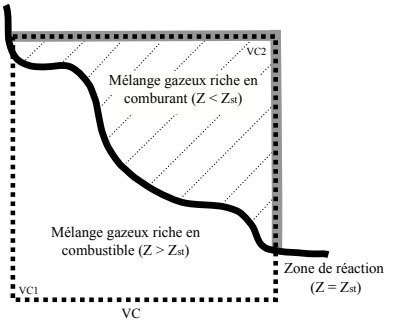


FIGURE A.2 – *Représentation schématique de l'évolution du terme $dY_{O_2}\, dZ$ dans volume de contrôle VC. Extrait de Poinsot et Veynante (2001)*

Cette grandeur évolue simplement au niveau de la flamme. De fait, le dégagement de chaleur est observé dans le volume VC traversé par l'isosurface $Z = Z_{st}$ qui conduit à des variations de la grandeur dY_{O_2}/dZ. Il est possible d'expliciter la consommation d'oxygène par unité de surface de la flamme en intégrant sur un volume de contrôle VC englobant l'isosurface $Z = Z_{st}$. D'après le théorème de la divergence, il est possible d'intégrer les différents termes de l'équation (A.42) sous la forme :

$$-\int_{\mathrm{VC}} \dot{m}'''_{O_2} d\tau = \int_{\partial \mathrm{VC}} \Big(\rho D \frac{dY_{O_2}}{dZ} \nabla Z\Big) \cdot \mathbf{n} ds - \frac{dY_{O_2}}{dZ} \int_{\partial \mathrm{VC}_2} \Big(\rho D \nabla Z\Big) \cdot \mathbf{n} ds \tag{A.43}$$

Les intégrales s'annulent au frontière commune à VC et VC_2 car le $dY_{O_2}/dZ = cte$. Au niveau des frontières de VC non communes avec VC_2, le premier terme de droite est nul car $dY_{O_2}/dZ = 0$ d'où

$$-\int_{\mathrm{VC}} \dot{m}'''_{O_2} d\tau = -\frac{dY_{O_2}}{dZ} \int_f \Big(\rho D \nabla Z\Big) \cdot \mathbf{n} ds \tag{A.44}$$

où VC_2 correspond à la partie de VC ou le terme $dY_{0_2}/dz = 0$. Cette expression permet finalement d'écrire que la consommation d'oxygène par unité de surface de flamme :

$$-\dot{m}''_{O_2} = \left.\frac{dY_{O_2}}{dZ}\right|_{Z<Z_{st}} \rho D \nabla Z \cdot \mathbf{n} \tag{A.45}$$

n caractérise la normale à la frontière de la flamme correspondant à $Z = Z_{st}$. Cette expression signifie que la résolution s'attache à la zone pour laquelle la stoechiométrie est atteinte. Cette zone forme une surface, qui représente l'interface entre combustible et oxygène. Cette surface est la zone de production du dégagement de chaleur. Dans l'algorithme numérique, le débit calorifique local est calculé en déterminant la zone d'interface combustible/oxygène, puis en calculant le dégagement local dans cette zone, et enfin en distribuant cette énergie dans les cellules coupées par l'interface combustible/oxygène. Les différents effets de la turbulence de sous mailles sur le calcul de $\dot{Q}'''$ sont définis à partir de l'estimation du terme de diffusivité ρD.

A.3.2.3 Limites numériques

Le calcul du dégagement de chaleur est basé sur l'estimation du gradient de la fraction de mélange au niveau des mailles traversées par l'isosurface $Z = Z_{st}$. L'évaluation de ce gradient fait appel à des schémas aux différences finies dont la précision est naturellement limitée et dépend assez largement de la résolution du maillage utilisé. Dans le cas d'un maillage affiné, les précisions du transport du combustible et des processus de combustion sont diminués du fait de l'importance de la diffusion. Il est néanmoins possible de déterminer si le taux de dégagement de chaleur obtenu est en adéquation avec la résolution spatiale du feu. Cette évaluation peut se faire à l'aide d'une expression adimensionnelle $D^\star/\Delta_x$, où $D^\star$ est le diamètre caractéristique du feu et Δ_x la taille nominale d'une maille [4].

$$D^\star = \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_{p,\infty} T_\infty \sqrt{g}} \tag{A.46}$$

La quantité $D^\star/\Delta_x$ peut traduire le nombre de mailles représentant le diamètre caractéristique du feu, et non nécessairement son diamètre physique. Elle est analogue à un diamètre de Froude. Plus le nombre de mailles en feu est important, meilleure est la résolution du calcul. Pour les scénarii où $D^\star$ est relativement petit devant le diamètre physique du feu, ou si le maillage est affiné, la surface stoechiométrique $Z = Z_{st}$ va sous-estimer la hauteur des flammes. Dans ce cas, il est possible d'affecter à la surface des flammes une valeur de Z autre que la valeur stoechiométrique. Cela peut aussi être utilisé pour caractériser un feu dont le comportement est très éloigné de la combustion stoechiométrique.

$$\frac{Z_{st,eff}}{Z_{st}} = min\left(1, C\frac{D^\star}{\Delta_x}\right) \tag{A.47}$$

C est une constante empirique fixée à $0,6$ et utilisable pour tous types de feux. A mesure que la résolution du calcul augmente, la valeur de $Z_{st,eff}$ approche la valeur idéale Z_{st}, valeur pour laquelle cette approximation devient inutile. Cette expression

4. Le diamètre caractéristique du feu est lié à la taille du feu par la relation $Q* = \left(D^\star/D\right)^{5/2}$ avec D diamètre physique du feu

permet d'obtenir une valeur quantitative de la qualité de la résolution de la grille numérique par rapport non seulement à la taille des mailles, mais aussi à la taille du feu. Une grille numérique trop affinée peut disproportionner la quantité d'énergie dégagée le long du pourtour des surfaces combustibles.

L'équation (A.45) montre que le taux de dégagement de chaleur par unité de surface est proportionnel au gradient local du scalaire Z et à la valeur locale de la diffusivité. Le gradient de fraction de mélange est important à la base du feu car un flux de combustible rencontre l'air ambiant. La diffusivité est importante pour une grille affinée du fait de la forme du terme de viscosité de Smagorinsky. Afin d'éviter un excès d'énergie qui serait dégagée dans le cas de l'utilisation d'une grille trop affinée, une limite supérieure est imposée au taux de dégagement de chaleur par unité de surface de l'enveloppe de la flamme. Cette limite supérieure est déterminée en estimant que le feu peut être considéré comme une forme conique de surface S, de rayon R et de hauteur H, selon la corrélation de Heskestad :

$$\frac{H}{D} = 3,7.Q^{\star,2/5} - 1,02 \, et \, S = \pi R\sqrt{R^2 + H^2} \tag{A.48}$$

$Q^\star$ représente le nombre de Froude du feu. La surface réelle des flammes est plus importante que celle d'un cône, donc la limite supérieure permet d'éviter que trop d'énergie soit dégagée trop près du feu. Cette surface doit être néanmoins suffisamment haute pour ne pas interférer lorsque la grille est bien adaptée. L'énergie excédentaire prise à la base du feu est alors redistribuée à l'ensemble du volume de la flamme.

A.3.2.4 Limite physique

La principale limite physique du modèle de combustion est que l'oxygène et le combustible brûlent instantanément lorsqu'ils sont en présence. En d'autres termes, les phénomènes d'extinction de la flamme ne sont pas modélisés. Pour des feux bien ventilés et à grande échelle, cette approche est suffisante et ne conduit pas à des grandes imprécisions. Néanmoins, si le feu se produit dans un compartiment sous-ventilé, le combustible et l'oxygène peuvent être présent sans pour autant qu'il y ait combustion. Les mécanismes physiques correspondant sont difficiles à modéliser. Des phénomènes d'extinction locale de la flamme peuvent être observés en pratique et ceci peut conduire à l'extinction partielle voire totale du feu. Cette situation ne peut pas être convenablement simulée actuellement par le code FDS.Une règle simple peut néanmoins être utilisée par le modèle. Cette règle spécifie dans quelles conditions d'oxygène et de température le matériau peut brûler. La teneur limite en oxygène à température ambiante et la température critique de flamme sont les deux paramètres spécifiés. Le scalaire Z est alors utilisé pour traquer la progression du mélange de l'air environnant et du combustible, mais cet air environnant est aussi utilisé pour déterminer si la combustion doit se faire.

La cinétique des réactions chimiques en phase gazeuse est supposée infiniment rapide, c'est à dire que la vitesse à laquelle ces réactions progressent n'est pas modélisée. La mise en mélange des réactifs gazeux liée à la turbulence est en fait plus lente que les réactions chimiques qu'il est possible de rencontrer. La composition détaillée des mélanges gazeux produits n'est pas prise en compte.

A.3.3 Modélisation du rayonnement

FDS pose un certain nombre d'hypothèses afin de coupler la résolution de l'ETR à celle de l'équation de conservation de l'énergie. La résolution de l'ETR n'est pas simple du fait de son caractère intégro-différentiel. De ce fait, des simplifications ont donc été établies pour trouver un compromis acceptable entre la simulation des phénomènes prépondérants et le temps de calcul.

Le but de ce paragraphe est de brièvement rappeler la façon dont le rayonnement est modélisé. Un résumé restreint de la partie théorique est tout d'abord présenté pour expliciter le couplage entre rayonnement et équation de l'énergie à travers la température du milieu. Il est suivi d'une analyse complémentaire de la mise en oeuvre numérique. L'ensemble des hypothèses adoptées par FDS pour résoudre l'ETR sont présentées.

La conservation de l'énergie rayonnée résulte du couplage entre le rayonnement et l'équation de conservation de l'énergie. Elle est définie afin de prédire les variations des grandeurs thermophysiques (température, pression...). Il convient de rappeler ici que l'équation de conservation de l'énergie se traduit par :

$$\rho\frac{Dh}{Dt} = \frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho h\mathbf{x}) = \frac{Dp}{Dt} + \nabla\cdot k\nabla T + \nabla\cdot\sum_{I=1}^{N} h_i\rho D_i\nabla Y_k - \nabla\cdot\mathbf{q}_r + \dot{Q}^{'''} \quad \text{(A.49)}$$

où $\mathbf{u}$ et $\mathbf{q}_r$ sont respectivement les vecteurs vitesse et vecteurs flux radiatif. D_i est la diffusivité moléculaire du constituant i et h_i l'enthalpie massique du constituant i.

La détermination du terme $\nabla\cdot q_r$ de l'équation (A.49), requiert la résolution de l'ETR défini par l'équation (A.50) [Siegel et Howell (1992)] :

$$\frac{dL_\lambda(s,\mathbf{u})}{ds} = -(\kappa_\lambda+\sigma_\lambda).L_\lambda(s,\mathbf{x}) + n_\lambda^2.\kappa_\lambda.L_\lambda^\circ(T(\mathbf{s})) \quad \text{(A.50)}$$

$$+\frac{1}{\pi}\int_{\Omega'=4\pi}\sigma_\lambda.P_\lambda(\mathbf{s},\mathbf{x'},\mathbf{x}).L_\lambda(\mathbf{s},\mathbf{x}).d\Omega'$$

Les vecteurs $\mathbf{x}$ et $\mathbf{s}$ sont respectivement les vecteurs position et le vecteur donnant la direction de l'angle solide élémentaire $d\Omega$ dans lequel la luminance L_λ se propage. Il convient de rappeler que l'équation générale de transport radiatif exprime le taux de variation de la luminance énergétique du rayonnement au cours de sa propagation dans un milieu rayonnant, absorbant et diffusif.

Si la diffusion du milieu est négligée, l'équation (A.50) se réduit à :

$$q_r(x) = \int_{4\pi} sL(s,x)d\Omega' = \int_{4\pi}\int_0^\infty sL_\lambda(s,\mathbf{x})d\lambda d\Omega' \quad \text{(A.51)}$$

L'intégrale répresente la somme sur l'ensemble discrétisé des angles solides définissant l'hémisphère autour de la maille selon la discrétisation angulaire. La divergence de la relation (A.51) correspond au terme de puissance radiative dissipée $S_r(\mathbf{x},t)$ dans l'expression de l'équation de conservation de l'énergie (A.49) et s'écrit :

$$S_r(\mathbf{x},t) = -\nabla\cdot\mathbf{q}_r = \int_{4\pi}\int_0^\infty \mathbf{s}\cdot\nabla L_\lambda(\mathbf{s},\mathbf{x})d\lambda d\Omega' = -\int_{4\pi}\int_0^\infty \kappa(\mathbf{s},\mathbf{x})\Big[L^\circ(\mathbf{x}) - L_\lambda(\mathbf{s},\mathbf{x})\Big]d\lambda d\Omega \quad \text{(A.52)}$$

Cette luminance dépend de la température $T(\mathbf{x},t)$ en tout point du milieu. Réciproquement, la température est fonction du champs de luminance en tout point du milieu au travers de l'équation (A.49). La définition du terme $S_r(\mathbf{x},t)$ dans l'équation de conservation de l'énergie nécessite sa résolution couplée avec l'ETR.

A.3.3.1 Discrétisation spectrale de l'équation de transfert radiatif

Le module radiatif de FDS se propose de résoudre l'ETR pour un mélange de gaz non-diffusant si bien que l'ETR est réduite d'une équation intégro-différentielle (cf. équation (A.49)) à l'équation différentielle suivante :

$$s \cdot \nabla L(\mathbf{x}, \mathbf{s}) = \kappa(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big[L^{\circ}(\mathbf{x}) - L_{\lambda}(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big] \tag{A.53}$$

D'un point de vue numérique, cette équation reste insoluble et sa résolution nécessite une méthode de discrétisation du spectre et de l'espace. La discrétisation de l'ETR repose sur l'hypothèse d'un modèle de gaz gris par bandes. La dépendance spectrale de la luminance énergétique est régie par le coefficient d'absorption $\kappa(\mathbf{x}, \lambda)$ dans l'équation (A.53). Pour chaque valeur de longueur d'onde correspond théoriquement une équation de transfert radiatif à résoudre. Il s'agit alors de déterminer un nombre de bandes à la fois suffisamment grand pour reproduire au mieux au spectre réel et suffisamment restreint pour limiter le nombre de calculs. Le spectre est divisé en un nombre relativement restreint de bandes pour lesquelles l'équation RTE est résolue indépendamment. Les limites de ces bandes sont choisies de manière à donner une bonne représentation des plus importantes bandes réelles, en particulier pour le dioxyde de carbone et l'eau. Il existe autant d'ETR d'indice n que de bandes

$$s \cdot \nabla L_n(\mathbf{x}, \mathbf{s}) = \kappa_n(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big[L_n^{\circ}(\mathbf{x}) - L_{\lambda}(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big] \qquad \forall\, n\, \epsilon\, [1, N] \tag{A.54}$$

La luminance énergétique totale est obtenue par sommation de l'ensemble des luminances :

$$L(\mathbf{x}, \mathbf{s}) = \sum_{i=1}^{N} L_n(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \tag{A.55}$$

A partir de l'équation (A.53), le terme de puissance radiative dissipée défini par l'équation (A.52) devient :

$$-\nabla \cdot \mathbf{q}_r = \kappa(\mathbf{x}) \Big[U(\mathbf{x}) - 4\pi L^{\circ}(\mathbf{x}) \Big] \qquad \text{avec } U = \int_{4\pi} L_n(\mathbf{s}, \mathbf{x}) d\Omega' \tag{A.56}$$

Même avec un nombre réduit de bandes N, la solution de N équations de transport radiatif est très gourmande en temps de calcul. Le coefficient d'absorption κ_n est calculé à l'aide d'un modèle à basse résolution spectrale. FDS utilise de fait le programme RADCAL de Grosshandler (1993), basé sur un modèle à bandes étroites. Au début de chaque simulation, les coefficients d'absorption sont calculés et tabulés en fonction de la température et de la fraction molaire de chacune des espèces dont le rayonnement est modélisé. Au cours de la simulation, le coefficient de chacun des volumes est défini par interpolation sur des données d'un tableau précalculé.

Dans un modèle à bande étroite, le spectre est subdivisé en bandes suffisamment étroites afin que les grandeurs (autres que le coefficient d'absorption du mélange gazeux) soient considérées constantes. En général, la largeur des bandes varie de quelques dizaines de cm^{-1} à quelques centaines de cm^{-1} en fonction la structure et de la position spectrale à l'intérieur de la bande. Ce type de modèle définit une transmittivité moyenne d'une colonne gazeuse homogène et isotherme via un certain nombre d'hypothèses en fonction des positions des raies d'absorption, de leurs profils et de leurs luminances. Le détail du calcul de transmittivité n'est pas présenté car FDS fait uniquement appel à RADCAL pour une estimation du coefficient d'absorption, moyennée sur une certaine largeur de bande.

Dans la plupart des incendies, les suies sont la principale espèce contrôlant le rayonnement issu de la flamme et de la couche de fumées. En supposant que le spectre d'absorption/émission des suies est continu, il est possible de considérer globalement le gaz comme un corps gris. Dans ce cas, la dépendance spectrale est groupée en une seule bande d'absorption définie (N=1) et le terme source de rayonnement est donné à partir de la loi d'émission d'un corps noir selon l'équation :

$$s \cdot \nabla L(\mathbf{x}, \mathbf{s}) = \kappa(\mathbf{x}) \Big[L_n^{\circ}(\mathbf{x}) - L_\lambda(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big] \tag{A.57}$$

Il est alors possible d'écrire que :

$$- s \cdot \nabla \mathbf{q}_r = \kappa(\mathbf{x}) \Big[\int_{4\pi} L(\mathbf{s}, \mathbf{x}) d\Omega - L_\lambda(\mathbf{x}, \mathbf{s}) \Big] \tag{A.58}$$

Dans les calculs, la résolution spatiale est souvent limitée. C'est pourquoi le terme source $L^{\circ} = \sigma T(x) 4/\pi$ nécessite un traitement spécifique au voisinage de la surface de la flamme. En effet les températures sont moyennées au sein d'une maille, ce qui a tendance à les sous-estimer considérablement par rapport à ce qu'elles devraient être dans un calcul de flamme de diffusion. Or, le rayonnement étant proportionnel à la puissance quatrième de la température, il est impératif de modéliser différemment le terme source du rayonnement dans ces mailles coupées par la surface de la flamme. Le code FDS s'appuie sur une modélisation basée sur le taux de dégagement de chaleur. La modélisation du terme source hors de la flamme est décrit par

$$\kappa(\mathbf{x}) L^{\circ} = \frac{\sigma T^4(\mathbf{x})}{\pi}. \tag{A.59}$$

Au sein de la cellule traversée par la flamme, l'expression est :

$$\kappa(\mathbf{x}) L^{\circ} = max\left(\chi_r \frac{\dot{Q}'''}{4\pi}; \frac{\sigma T^4(\mathbf{x})}{\pi} \right). \tag{A.60}$$

avec $\dot{Q}'''$ la chaleur dégagée de manière chimique par la réaction par unité de volume et χ_r la fraction locale de cette chaleur dégagée sous forme radiative [5]. Ce modèle relativement simpliste ne fait pas intervenir explicitement des phénomènes radiatifs de sous-maille. La fraction du taux de dégagement de chaleur émise sous forme d'énergie radiative est une grandeur classiquement mesurée de manière globale sur l'ensemble d'un foyer. Le code FDS fait ici l'hypothèse que cette approche peut être appliquée également au niveau de la maille.

A.3.3.2 Discrétisation spatiale de l'équation de transfert radiatif

La luminance énergétique est fonction des coordonnées spatiales ainsi que de la direction considérée. Dans FDS, la résolution numérique du champ de luminance s'appuie sur la discrétisation spatiale employée par le solveur des équations de Navier Stokes du code [Desanghère (2006)]. Les directions sont discrétisées en découpant la sphère unité en un nombre fini d'angles solides. La discrétisation de l'ETR est obtenue

5. La différence entre l'utilisation d'une valeur locale de χ_r et d'une valeur globale est faible. Pour un feu de faible diamètre, inférieur à 1 m, cette valeur locale est approximativement égale au coefficient global. Lorsque la taille du foyer augmente, cette valeur globale a tendance à diminuer du fait de la réabsorption du rayonnement produit par la suie produite.

par l'intégration de l'équation (A.53) sur un volume élémentaire V_{ijk} et sur un angle solide élémentaire ω^l :

$$\nabla.q_r = \int_{\Omega^l}\int_{V_{ijk}} s\cdot\nabla L(s,x)dVd\Omega = \int_{\Omega^l}\int_{V_{ijk}} \kappa(x)\left[L^{\circ}(x) - L(s,x)\right]dVd\Omega \qquad (A.61)$$

L'intégrale définissant un volume dans le membre de gauche est remplacée par une intégrale de surface sur toutes les faces en utilisant le théorème de la divergence. En supposant que la luminance $L(s,x)$ est constante sur chaque face de la maille parallélépipédique, l'intégrale surfacique peut être estimée par une somme des intégrales obtenues sur chaque face. De plus, si $L(s,x)$ est considérée constante dans le volume V_{ijk} et sur l'angle solide ω^l, il est possible d'écrire :

$$\sum_{m=1}^{6} A_m L_m^l \int_{\Omega^l} s\cdot n_m d\Omega = \kappa_{ijk}\left[\overset{\circ}{L}_{ijk} - L_{ijk}^l\right]V_{ijk}\delta\Omega^l \qquad (A.62)$$

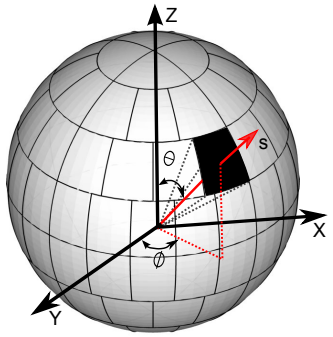


FIGURE A.3 – *Système de coordonnées pour la discrétisation angulaire par FDS.*

La discrétisation est réalisée en divisant l'angle polaire θ en $N_\phi(\theta)$ bandes. Ces bandes θ sont divisées en $N_\phi\theta$ parties dans la direction azimutale ϕ. Pour des raisons de convergence, $N_\phi(\theta)$ doit être un multiple de quatre. Les nombres N_θ et $N_\phi\theta$ sont choisis de sorte à donner un total d'angles N_Ω :

$$N_\Omega = \sum_{i=1}^{N\theta} N_\phi(\theta_i) \qquad (A.63)$$

La distribution des angles est basée sur des règles empiriques qui tentent de produire des angles solides $\delta\Omega^l = \frac{4\pi}{N_\Omega}$. Le nombre de θ bandes est finalement défini :

$$|N_\theta| = 1,17N_\Omega^{1/2,26} \qquad (A.64)$$

Le nombre d'angles [6] ϕ sur chaque bande est calculé comme suit.

$$|N\phi_\theta| = max\left[4,0,5N_\Omega\left[cos(\theta^-) - cos(\theta^-)\right]\right] \qquad (A.65)$$

Les angles θ^+ et θ^- sont respectivement les limites supérieures et inférieures de chaque bande θ. Les valeurs de la luminance du terme de gauche de la relation

6. Il faudra ensuite l'arrondir au plus proche entier multiple de quatre

(A.62) est traduite par un schéma de type *upwind* du premier ordre. Les intégrales sur les angles solides peuvent être écrites analytiquement car les vecteurs normaux aux faces sont les vecteurs formant la base du repère cartésien du maillage. La solution de l'équation est obtenue par une méthode des volumes finis en négligeant les réflexions multiples [Raithby et Chui (1990)]. Comme la résolution se fait dans la direction *downwind*, les luminances *upwind* dans les trois autres directions spatiales sont connues, et la luminance L^l_{ijk} peut être résolue directement. Des itérations ne seront nécessaires que pour des parois réfléchissantes. La condition limite sur une paroi est, elle, définie par la relation suivante

$$L^l_\Sigma = \varepsilon \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{1-\varepsilon}{\pi} \sum_{D^{l'}_\Sigma < 0} L^{l'}_\Sigma |D^{l'}_\Sigma| \tag{A.66}$$

où

$$D^{l'}_\Sigma = \int_{\delta\Omega^l} (s.\mathbf{n}_\Sigma) d\Omega \tag{A.67}$$

$D^{l'}_\omega < 0$ signifie que seules les directions qui arrivent sont prises en compte lorsque le code gère une surface réfléchissante. Le flux radiatif incident $\dot{q}_{r,\omega}$ sur une paroi limite est défini par :

$$\dot{q}_{r,\Sigma} = \sum_{l=1}^{N_\Omega} L^l_\Sigma \int_{\delta\Omega^l} (s.\mathbf{n}_\Sigma) d\Omega = \sum_{l=1}^{N_\Omega} L^l_\Sigma D^{l'}_n \tag{A.68}$$

Les coefficients $D^{l'}_n$ peuvent être calculés à l'avance pour chaque élément de la paroi. Les surfaces limites ouvertes du domaine sont alors définies comme des corps noirs d'où $L^l_\Sigma = L \circ (T)$. L'émissivité de la paroi est considérée égale à l'unité. Cette hypothèse peut être considérée comme satisfaisante car physiquement, un rayon incident à une paroi a peu de chance de revenir par la suite dans le domaine d'étude [Legros (2006)].

A.3.3.3 Limitation du code

La modélisation du rayonnement thermique dans FDS reste limité. L'équation de transfert radiatif exprime l'évolution de la luminance énergétique le long d'une direction donnée. Il s'agit d'une équation intégro-différentielle qui nécessite la mise en oeuvre de techniques numériques particulières, généralement coûteuses en temps de calcul. Ainsi, la résolution de cette équation est généralement faite de manière relativement approximative dans les codes CFD. De fait

- le manque de précision dans la prédiction de la composition gazeuse du mélange génère une erreur sur la valeur du coefficient d'absorption du milieu. Cette incertitude modifie le caractérise absorbant et diffusant des gaz et donc sur l'ensemble du champ radiatif.
- les gradients de température au niveau de la maille ne sont pas explicitement prises en compte. Seuls les gradients de Z sont traités par Smagorinsky.
- la discrétisation des angles solides utilisée pour modéliser l'ETR modifie la prédiction des flux radiatifs. En effet à une certaine distance d'une source de rayonnement, la distribution des flux radiatifs peut générer des directions privilégiées. Cette particularité peut entraîner des écarts importants sur les champs lointains [McGrattan *et al.* (2008)]

A.3.4 Modélisation du transfert dans la phase solide

Il est possible de trouver dans le guide de référence technique de FDS le détail des équations régissant la modélisation du transfert dans la phase solide et la méthode de résolution numérique employée.

Une prédiction réaliste des incendies au travers de simulations, nécessite de modéliser correctement la phase solide, i.e. la réponse thermique des matériaux en présence exposés à un niveau d'irradiance donné. La modélisation et le calcul du champ de température dans un solide, en fonction du temps correspondent respectivement à :

- *un solide thermiquement inerte, (i.e. un matériau imcombustible)* : évaluer l'évolution de son comportement thermomécanique due à l'apport de chaleur. Le bilan énergétique en surface d'un solide va dépendre des propriétés des éléments le constituant et leur capacité à absorber la chaleur.
- *un solide combustible* : prédire l'instant où la décomposition se produit et comment ce type de matériau contribue au développement d'un incendie. La décomposition thermique de combustibles solide est simulée par un modèle de pyrolyse. Celui-ci évalue le bilan énergétique en surface et permet de déduire la surface soumise à pyrolyse et la cinétique de décomposition du solide en gaz. La propagation en surface peut ainsi être prédite. La pyrolyse de ce type de matériau peut être simulée par deux approches : soit de façon empirique par extrapolation d'une pyrolyse ou de façon approfondie par calcul de pyrolyse.

Cette partie, se focalisera sur la modélisation des transferts dans la phase solide de matériaux combustibles.

A.3.4.1 Extrapolation locale d'une pyrolyse : pyrolyse imposée

Un modèle de champs peut être utilisé de manière relativement simplifiée au niveau de la connaissance des propriétés des matériaux. Sur cette base, les calculs permettent ensuite de pouvoir étudier grossièrement des phénomènes de propagation du feu, des fumées, dans des géométries complexes.

Cette approche communément utilisée simule la propagation des flammes par pyrolyse imposée. Dans cette méthode, l'extension de la surface du matériau en feu est indexée sur des vitesses de propagation de front de flamme. Dans ce cas, une courbe expérimentale de taux fumigène surfacique ou de dégagement de chaleur surfacique est appliquée à une surface de feu en extension, il s'agit de la *pyrolyse imposée*.

$$\dot{m}''_F = \frac{f(t).\dot{Q}''_X}{\Delta H_c} \tag{A.69}$$

Par défaut, l'utilisateur spécifie un taux de dégagement de chaleur par unité de surface $\dot{Q}''_X$ et son évolution dans le temps $f(t)$.

Aussi, il s'agit donc de définir le débit calorifique issu d'un foyer donné, sans en connaître les propriétés physico chimiques exactes. Ces courbes peuvent provenir de la littérature, d'éssais réels ou être extrapolées d'échelles plus petites, les plus complets étant ceux réalisés au moyen d'un cône calorimètre. Cette dernière méthode dite locale est relativement simple car elle ne nécessite pas la connaissance des produits présents. L'ignition de chaque maille constituant le matériau est alors

indexée sur son bilan énergétique. Une courbe surfacique est appliquée directement à l'ignition d'une maille. Le taux de dégagement global est alors la somme des taux surfaciques unitaires de chaque maille. Ce type d'approche est sensible aux paramètres d'entrée : courbe de taux de dégagement de chaleur, température d'ignition ou vitesses de combustion. Cette méthode ne prend pas en considération l'influence de l'environnement de combustion (niveau d'irradiance, concentration d'oxygène et la position de la source) sur le matériau. De fait, elle n'est généralement utilisable que pour des situations de combustion simples, en environnement de faibles dimensions et en excès d'air. L'utilisation de ce type d'approche conduit à s'interroger sur :

- la représentativité de la simulation par rapport au phénomène à quantifier ;
- l'influence de la méthode sur le résultat final (incluant l'incertitude)...

Le taux de dégagement de chaleur d'un matériau à un flux donné ne permet pas d'évaluer l'énergie dégagée d'un produit, constitué de ce matériau, dans le temps. Celui-ci peut en effet s'enflammer dans une situation éloignée de la situation expérimentale.

A.3.4.2 Pyrolyse calculée

Différentes approches

Une alternative à la pyrolyse imposée consiste à décrire le développement du feu de façon approfondie en réalisant un calcul de pyrolyse. D'un point de vue schématique, cette approche tend à décrire, de la manière la plus fidèle possible, les différents mécanismes intervenant au cours de la propagation du feu (réactions chimiques en phase gazeuse, combustion de surface du charbon de bois, transferts turbulents, etc.). Elle comprend en particulier une description plus ou moins fine des mécanismes de dégradation des éléments combustibles situés en amont du front de flammes ainsi que les transferts d'énergie par rayonnement et convection en provenance de la flamme (particules de suie et gaz chauds) et des charbons. Dans cette approche, les processus chimiques sont fondés sur des schémas de cinétique du premier ordre. FDS propose plusieurs manières pour amorcer une réaction, à savoir

- les modèles thermiques simplifiés. En général, il s'agit de modèles dont l'hypothèse principale repose sur l'amorce d'une réaction dès l'atteinte d'une température de référence. Cette approche extrapole les paramètres cinétiques à partir de la température de référence en définissant par défaut un taux de réaction $\dot{\omega}$ de 0.1 s^{-1}. La démarche pour évaluer les paramètres cinétiques n'est pas détaillée dans la version 5.3 de FDS. Ce critère de température de référence est équivalent au fait de supposer que les processus chimiques sont beaucoup plus rapides que les processus de diffusion. La température de référence étant généralement assimilée à la température de pyrolyse, la phase de production de gaz inflammables avant inflammation est ignorée et la cinétique de la chimie de combustion, considérée comme très rapide, est négligée. Cette approche vient d'être légèrement modifiée dans la version 5.4 de FDS.
- les modèles complets. Cette approche revient à modéliser le processus de dégradation et à calculer le taux de réaction en définissant directement les paramètres cinétiques de chacune des réactions. Cette modélisation est plus précise que la précédente. En effet les paramètres cinétiques, généralement issus d'analyse thermogravimétrique, sont théoriquement capables de reproduire de manière explicite les mécanismes de dégradation à différentes échelles.

Contrairement à l'approche par extrapolation d'une pyrolyse, cette méthode par calcul de pyrolyse s'affranchit de tous les paramètres externes aux propriétés physico-chimiques de la matière et de son environnement. Le comportement du combustible ne dépend alors que de sa composition et de sa forme. Cette méthode permet entre-autre de tenir compte de l'influence des variations de niveau d'irradiance sur le processus de décomposition. Néanmoins ce type d'approche nécessite une connaissance plus approfondie des propriétés thermophysiques des matériaux et requiert de valider soigneusement les hypothèses sous-jacentes et les données d'entrée afin d'affiner les calculs.

Dans tous les cas, la température de surface est régi par le bilan d'énergie qui conditionne la cinétique de dégradation du matériau.

Bilan d'énergie

Soit une plaque plane infinie d'épaisseur finie constituée d'un seul élément (réactif) "homogène" à l'échelle d'observation. Il est admis dans un premier temps que cet élément se décompose en un produit suivant une simple réaction. La face supérieure est exposée à un flux radiatif uniforme. Ce cas est justifié car dans un incendie, il est possible d'admettre que le flux est uniforme sur l'ensemble de la surface. Les transferts de chaleur et de masse sont donc unidimensionnels et n'ont lieu que dans la direction de l'épaisseur. Pour simplifier le problème, un certain nombre d'hypothèses est émise :

- le transfert de chaleur est unidimensionnel (conductif uniquement) ;
- Le processus endothermique de pyrolyse est décrit au travers d'une combinaison de réactions cinétiques de type Arrhenius du 1^{er} ordre.
- le modèle actuel reste de portée très limitée pour traduire les effets de combustion en milieu sous-oxygéné. L'approche par fraction de mélange ne permet pas de tenir compte de la présence d'oxygène à la surface du matériau sous la flamme ; Par conséquent toutes les réactions de dégradation de la phase solide sont considérées comme des réactions de thermolyse (en milieu inerte) ;
- la phase solide et la phase gazeuse sont en équilibre thermique[7] ;
- la condensation des produits de combustion est négligée ;
- la vitesse de réaction est infiniment rapide et se produit en surface ;
- les produits gazeux sont instantanément transportés en surface ;
- le front de pyrolyse est infiniment mince ;
- la porosité, la diffusion et convection moléculaire, la déformation, la rétraction, etc. ne sont pas traitées ;
- les matériaux sont considérés homogènes et isotropes (l'anisotropie ne peut pas être explicitement prise en compte) ;
- Le rayonnement peut être localement linéarisé dans la conductivité thermique en utilisant l'approximation de Rosseland (matériau supposé optiquement épais) [Bories et Prat (1996)].

7. Bien que le système soit en déséquilibre au sens de la thermodynamique, chaque unité de volume élémentaire peut être considérée comme approximativement en équilibre du point de vue thermodynamique. Ce qui veut dire aussi que la mécanique des milieux continus est, non seulement, l'étude des phénomènes à des échelles de longueur plus grandes que les échelles atomiques, mais encore à des échelles de temps plus longues que celles qui permettent à l'assemblée de particules contenues dans ce volume élémentaire de retourner à l'équilibre thermostatique (qui est le nouveau nom de la thermodynamique classique).

En vertu des hypothèses suscitées, le bilan d'énergie se réduit à l'écriture :

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big(\rho h\Big) = \frac{\partial}{\partial x}\, k\, \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x}\Big(\mathbf{u}\rho h_g\Big) + \dot{q}_r^{'''}. \tag{A.70}$$

h désigne l'enthalpie massique, ρ la masse volumique, k la conductivité thermique, $\mathbf{u}$ le vecteur vitesse, h_g l'enthalpie massique du constituant g, $\dot{q}_r^{'''}$ le transfert radiatif volumique.

La dérivée du terme de gauche de l'équation (A.70) s'exprime par la relation :

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big(\rho h\Big) = h\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho\frac{\partial h}{\partial t} \tag{A.71}$$

L'expression de la capacité calorique qui relie les variations de l'enthalpie avec les variations de température $\frac{\partial h}{\partial t} = c_p \frac{\partial T}{\partial t}$ est,

$$\frac{\partial}{\partial t}\Big(\rho h\Big) = h\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}. \tag{A.72}$$

La dérivée du terme convectif (second terme de droite) de l'équation (A.70) s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial x}\Big(\dot{m}^{''} h_g\Big) = h_g \frac{\partial \dot{m}^{''}}{\partial x} + \dot{m}^{''}\frac{\partial h_g}{\partial x} \simeq h_g \frac{\partial \dot{m}^{''}}{\partial x} \qquad \text{car } \frac{\partial h_g}{\partial x} \to 0 \tag{A.73}$$

en admettant que $\frac{\partial}{\partial t}\Big(\mathbf{u}\rho h_g\Big) = \frac{\partial}{\partial x}\Big(\dot{m}^{''} h_g\Big)$ où $\dot{m}^{''}$ est le débit masse par unité de surface.

La vitesse de décomposition s'exprime par la forme suivante :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{m}^{''}}{\partial x}, \tag{A.74}$$

En combinant l'équation (A.74) et l'équation (A.73) on aboutit finalement à une équation différentielle pour $\dot{m}^{''} h_g$:

$$\frac{\partial}{\partial x}\Big(\dot{m}^{''} h_g\Big) = -h_g \frac{\partial \rho}{\partial t}. \tag{A.75}$$

En considérant à présent les termes des équations (A.72) et (A.75) dans l'expression (A.70), il s'en suit :

$$h\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k \frac{\partial T}{\partial x} + h_g \frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{q}_r^{'''}, \tag{A.76}$$

qui peut également s'écrire sous la forme :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k \frac{\partial T}{\partial x} + \Big(h_g - h\Big)\frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{q}_r^{'''}, \tag{A.77}$$

Le terme $h_g - h = \Delta h$ traduit la différence enthalpique entre les produits et le solide d'origine (réactifs). En définissant la chaleur de la réaction Δh_r comme une différence d'enthalpique définie à une température de référence, il s'en suit :

$$\triangle h = \triangle h_r + \int_{T_0}^{T} \Big(c_{p,g} - c_{p,i}\Big) dT = \triangle h_r - \int_{T_0}^{T} \triangle c_p dT, \tag{A.78}$$

Si la chaleur sensible est inclue au sein du terme Δh_r de sorte que $h_g - h = \Delta H_r$, le bilan de l'énergie (A.77) peut alors se simplifier pour donner l'équation (A.79) :

$$\boxed{\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k \frac{\partial T}{\partial x} + \triangle h_r \frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{q}_r'''} \tag{A.79}$$

On souhaite à présent déterminer l'équation globale du problème c'est-à-dire l'équation prenant en compte les dégradations thermiques de matériaux multicomposants. On suppose alors que le système peut être constitué de plusieurs couches et que chaque couche peut être composé de N éléments ($i : 1 \rightarrow N$ où i est le numéro du constituant). La masse volumique de chaques éléments ρ_i est définie par $\rho_i = \sum_{i=1}^{N} \rho Y_i$ où ρ est la masse volumique d'un matériau composant la couche et Y_i est la fraction massique de l'élément i. Chaque constituant peut donner lieu à N_i réaction ($j : 1 \rightarrow N_i$ où j est le numéro de la réaction) et produire d'autres composés (solides (résidus) liquide ou gazeux) précédés d'un rendement stoechiométrique v_i. Ces coefficients doivent satisfaire $\sum_{j=1}^{N_i} v_j = 1$.

Dans un cas particulier où le solide se décompose en charbon, liquide et gaz il est possible d'écrire pour une réaction β $\big($avec $\beta \epsilon [1; N_i[\big)$ agissant sur un composé α $\big($avec $\alpha \epsilon [1; N[\big)$,

$$Solide_{i=\alpha} \longrightarrow v_{s,\alpha\beta}.charbon_{\alpha\beta} + v_{l,\alpha\beta}.H_20 + v_{F,\alpha\beta}.HC \tag{A.80}$$

Pour chaque constituant α, la variation de sa masse volumique par rapport à la masse volumique initial du matériau de la couche s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_{s,0}}\right) = -\sum_{j=1}^{N_\alpha} \dot{\omega}_{\alpha j} + S_\alpha \tag{A.81}$$

Cette expression induit que la masse volumique normalisée du constituant α peut être la somme des réactions de consommation du composé α, $\dot{\omega}_{\alpha j}$, et des réactions de production d'un composé α, S_α, obtenues à partir de tous autres composés différents de α.

Le taux de réaction de consommation $\dot{\omega}_{\alpha j}$ dépend de la concentration massique locale et de la température :

$$\dot{\omega}_{\alpha j} = \left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_{s,0}}\right)^{n_{s,ij}} A_{\alpha j} e^{-E_{\alpha j}/RT}. \tag{A.82}$$

Le taux de réaction implique que la réaction se produise sur une épaisseur infiniment mince. Le terme de production S_α est la somme de toutes les réactions de production du résidu solide α affecté d'un coefficient stoechiomètrique v (autrement dit pour $1 < i < N$ avec $i \neq \alpha$), soit :

$$S_\alpha = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq \alpha}}^{N} \sum_{j=1}^{N_i} v_{s,ij}\, \dot{\omega}_{ij} \tag{A.83}$$

Le taux de production volumique des espèces (liquide, et gazeuse) est :

$$\dot{m}_k''' = \rho_{s0} \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{N_i} v_{k,ij}.\dot{\omega}_{ij} \qquad \text{avec } k = l, F. \tag{A.84}$$

En admettant que la diffusion des espèces (gazeuse et liquide) se produise simplement en surface, le débit massique de l'espèces k s'exprime par :

$$\dot{m}_k'' = \int_0^L \dot{m}_k'''(x)dx \qquad \text{avec } k = l, F \tag{A.85}$$

ou L est l'épaisseur de l'échantillon.

Le terme source chimique volumique $\dot{q}_{s,c}'''$ s'écrit :

$$\dot{q}_{s,c}'''(x) = \rho_{s0} \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{N_i} \dot{\omega}_{ij}(x) \Delta H_{r;ij} \tag{A.86}$$

et bilan d'énergie utilisé dans FDS peut se mettre sous la forme :

$$\boxed{\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k \frac{\partial T}{\partial x} - \rho_{s0} \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{N_i} \left(\frac{\rho_{s,i}}{\rho_{s,0}} \right)^{n_{s,ij}} A_{ij} e^{-E_{ij}/RT} \Delta H_{r;ij} + \dot{q}_r'''} \tag{A.87}$$

Cette expression très simplifiée suggère que le dégagement de volatils ne se produit qu'en surface. Elle néglige les aspects de porosité, de diffusion-convection moléculaire (volatils et oxygène), l'influence de l'oxygène sur le processus de dégradation.

A.3.4.3 Conditions aux limites

• Plusieurs conditions limites thermiques peuvent être spécifiées pour un mur solide. La première est de considérer le mur adiabatique. Dans ce cas, il n'y a pas de gradient de température entre le mur et l'écoulement gazeux, donc pas de flux de chaleur.

$$k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = 0 \tag{A.88}$$

La deuxième est de directement prescrire une évolution temporelle de la température du mur. Le calcul du transfert s'effectue sans tenir compte l'influence de l'environnement extérieur.

$$-k_s \frac{\partial T_s}{\partial x}(0,t) = \dot{q}_{cv}'' + \dot{q}_r'' \tag{A.89}$$

Le troisième type de CL thermique consiste à calculer la température d'un mur, d'épaisseur L, à partir des transferts de chaleur par convection et rayonnement entre le dit mur et l'environnement gazeux.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\dot{q}_{cv}'' + \dot{q}_r''}{\rho \, c_p \, L} \tag{A.90}$$

Enfin, la quatrième CL thermique calcule non seulement la température de surface du mur T_s mais considère également que la température n'est pas uniforme à l'intérieur du solide. L'équation de la chaleur est alors résolue dans une dimension de l'espace (selon la direction normale à la surface du solide). L'approche de cette dernière CL thermique a été précisée dans le chapitre (A.3.3).

• Dans le cas des espèces gazeuses, là aussi, différentes conditions limites sont aussi possibles pour un mur solide. S'il n'y pas de transfert de masse entre l'écoulement et la frontière, la condition est à flux nul. Un deuxième cas est de prescrire directement la fraction massique ou le débit massique de l'espèce i. Enfin, une troisième possibilité est de tenir compte de la pyrolyse du matériau solide.

A.3.4.4 Propriétés thermiques du matériau

FDS considère que le matériau est isotrope et homogène. Les capacités calorifiques étant additives, une valeur effective est utilisée selon :

$$\rho_s c_{p_s} = \sum_{\alpha=1}^{N} \rho_{\alpha,s} c_{p_{\alpha,s}} \tag{A.91}$$

où ρ est la masse volumique et C la capacité calorifique ; les indices α et s se réfèrent respectivement à un élément et au solide. La conductibilité thermique effective k_s, est définie comme une moyenne arithmétique :

$$k_{eff,s} = \sum_{\alpha}^{N} X_\alpha k_{\alpha,s} \tag{A.92}$$

avec N est le nombre d'éléments constituant le matériau. $\rho_{\alpha,s}$ est la masse volumique d'un élément.

$$\rho_{\alpha,s} = \rho_{\alpha,s} Y_\alpha \tag{A.93}$$

avec ρ_s la masse volumique du matériau et Y_α la fraction massique de l'élément α.

Dans une approche multiréactionnelle, il convient de définir les propriétés thermiques de chacune des réactions.

A.3.4.5 Transfert convectif en surface

Le code FDS estime le flux de chaleur convectif en utilisant des corrélations correspondant au cas d'une plaque plane. Dans le cas de la convection libre, le coefficient de transfert convectif est obtenu en estimant le nombre de Nusselt moyen sous la forme $Nu \propto R_a^{1/3}$ où R_a est le nombre de Rayleigh basé sur l'écoulement près de la paroi. Cette approche aboutit dans FDS à la formulation :

$$h_{cv} = |C\,\Delta T|^{1/3} \tag{A.94}$$

où la constante C vaut 1.31 dans le cas d'une surface verticale et 1.52 dans le cas d'une surface horizontale. Le terme ΔT correspond à l'écart de température entre le mur et le gaz environnant la paroi. Dans le cas de la convection forcée, la relation utilisée s'écrit sous la forme :

$$Nu = \frac{k}{L}\, 0.037\, R_e^{4/5}\, P_r^{1/3} \tag{A.95}$$

où R_e et P_r sont respectivement les nombres de Reynolds et Prandtl. Le nombre de Reynolds est basé sur l'écoulement près de la paroi.

Le transfert convectif est estimé par le code en combinant les phénomènes de convection naturelle et de convection forcée de la manière suivante :

$$\dot{q}''_{cv} = h_{cv}\,\Delta T \qquad h_{cv} = max\left[|C\,\Delta T|^{1/3}\,;\, \frac{k}{L}\, 0.037\, R_e^{4/5}\, P_r^{1/3}\right] \tag{A.96}$$

Dans cette formulation, L est une longueur caractéristique du mur et k_g représente la conductivité thermique du gaz. Cette modélisation, relativement simpliste, évite de recourir à une résolution précise de la couche limite. Cependant, cette approximation de nature macroscopique n'est plus valide si la taille de la maille de gaz au contact du solide est inférieure à l'épaisseur de la couche limite thermique. Ainsi, en deçà d'une certaine taille de maille, le fait de raffiner le maillage près des parois ne conduit pas à une meilleure précision dans l'estimation du flux convectif. Une résolution précise de la couche limite induit utiliser des modèles $k-\varepsilon$ ou un code DES.

A.3.4.6 Limite du modèle de la phase solide

La modélisation de la phase solide reste à l'heure actuelle encore très limitée bien que de nombreux progrès furent réalisés dans le domaine.

L'approche par extrapolation de pyrolyse, est très simpliste et ne prend pas en considération l'influence de l'environnement de combustion (niveau d'irradiance, concentration d'oxygène et la position de la source) sur le matériau. Ce cas est en général utilisable sur des situations de combustion simples, en environnement de faibles dimensions et en excès d'air. L'approche ne permet pas de prédire correctement la dégradation des structures dans le cas de locaux confinés sous ventilés.

L'approche par calcul de pyrolyse s'affranchit des propriétés externes à l'environnement de combustion mais nécessite une connaissance approfondie des mécanismes réactionnels et des propriétés thermophysiques des matériaux. De plus elle requiert de valider soigneusement les données d'entrée afin d'affiner les calculs. Outre l'évaluation des données qui reste délicate, le code utilise une équation de la chaleur monodimensionnelle. Cette simplification, qui réduit considérablement le calcul, est justifiée dans FDS qui a été conçu pour simuler des incendies (de grandes dimensions) au cours desquels les parois en présence sont supposées être exposées de manière uniforme à un flux radiatif donné. Cependant un tel schéma a des portées limitées en particulier lors du développement du foyer où de fortes variations de l'éclairement énergétique sont enregistrées. Le transfert de chaleur se produit alors uniquement dans l'épaisseur du solide ce qui, dans le cas d'une source de chaleur localisée, a pour conséquences :

- de sur-évaluer la température interne à proximité directe de la source de chaleur et à la minorer dans le reste du solide.
- d'échauffer le solide plus rapidement que la réalité et par conséquent de réduire le délai d'ignition ; les pertes de chaleur ne sont pas correctement simulées.

Par ailleurs :

- le modèle actuel reste de portée très limitées pour traduire les effets de combustion en milieu sous oxygéné. L'approche par fraction de mélange ne permet pas de tenir compte de l'oxydation en surface, par conséquent toutes les réactions sont considérées comme des réactions de thermolyse (en milieu inerte).
- la vitesse de réaction est infinie rapide et se produit en surface
- la porosité, de la diffusion convection moléculaire la déformation, la rétraction, etc. ne sont pas traitées ;
- le code impose de définir des matériaux homogènes et isotropes ;
- l'anisotropie et la porosité ne sont pas explicitement prises en compte ;
- et les formules utilisées pour définir des propriétés thermiques équivalentes (ρ_{eq}, k_{eq} et c_{eq}) ne sont pas adaptées pour des matériaux complexes constitués d'éléments non miscibles. Cette bévue entraîne un écart important sur l'échauffement du matériau et sur le processus de dégradation. En particulier, la caractérisation de matériaux composites nécessite d'adapter la définition des propriétés thermiques et de réaliser des simplifications, notamment pour l'utilisation de sandwich composite. La démarche sera expliquée plus en détail dans la suite de ce mémoire.

A.4 Rayonnement thermique

Une connaissance précise des propriétés radiatives des flammes de composés solides est indispensable pour le calcul et la prédiction de l'évolution d'un incendie. L'étude du rayonnement, et plus particulièrement du rayonnement des flammes, est un sujet très vaste qui dépasse largement le cadre de ce mémoire. De nombreux ouvrages traitent du transfert de chaleur et plus particulièrement du mode radiatif [Ozisik (1973), Sacadura (1982) et Siegel et Howell (1992)]. Le paragraphe qui suit présente de façon succincte les notions élémentaires employées dans ce mémoire ainsi que les notations associées.

A.4.1 Transfert radiatif dans un milieu semi transparent

Le rayonnement thermique est un phénomène physique bien connu et relativement bien compris depuis la description qui en a été faite par Planck (1901) puis par Einstein (1907 et 1916). Rappelons tout d'abord que le rayonnement thermique est le rayonnement produit par l'agitation thermique des électrons, des atomes ou des molécules qui constituent la matière. Il caractérise l'ensemble des échanges d'énergie à distance entre les corps par des ondes électromagnétiques. Ce rayonnement existe systématiquement car un corps ne peut être à 0 K. Il est parfois appelé *rayonnement par incandescence*.

De l'énergie est en permanence échangée entre deux systèmes matériels séparés par du vide ou tout milieu intermédiaire transparent aux ondes électromagnétiques. Le domaine de longueurs d'onde correspondant au rayonnement thermique, s'étend de l'ultraviolet (0,1 μm) aux infrarouges (100μm).

Le transfert radiatif se distingue des autres modes de transfert par la dépendance de l'énergie rayonnée en la puissance quatrième de la température et l'absence de support matériel pour se propager. Cette dernière caractéristique rend difficile la modélisation du transfert radiatif. En effet, les phénomènes liés à la conduction et à la convection impliquent des transferts d'énergie de proche en proche et leur modélisation aboutit à des équations différentielles. Les problèmes de rayonnement quant à eux sont modélisés par des équations intégro-différentielles dont la résolution est plus délicate. A cette difficulté s'ajoute le fait que les propriétés radiatives des corps réels sont généralement difficilement mesurables et prennent en compte une largeur de bande spectrale importante.

A.4.1.1 La luminance spectrale.

La luminance spectrale d'un rayonnement L_λ quittant une surface dans une direction $\overrightarrow{\Omega}$ pour une longueur d'onde λ est définie [figure (A.4)] comme étant : *la puissance quittant une surface par unité de surface apparente par unité d'angle solide dans une direction et sur un intervalle unitaire de longueur d'onde centré sur* λ.

La surface apparente dS_a d'une surface dS, dans la direction $\overrightarrow{\Omega}$ correspond à la projection de dS orthogonalement à la direction $\overrightarrow{\Omega}$:

$$dS_a = dS.cos(\theta) \tag{A.97}$$

A partir de la luminance associée au rayonnement quittant cette surface la densité spectrale de flux d^2Q_λ partant de dS dans un angle solide $d\Omega$ de direction $\overrightarrow{\Omega}$ sur un

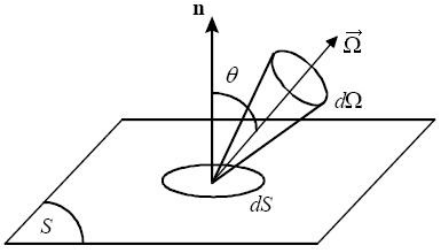


FIGURE A.4 – *Notation utilisée pour la définition de la luminance énergétique.*

intervalle unitaire de longueur d'onde centré sur L_λ, peut être calculée par :

$$d^2Q_\lambda = L_\lambda \cos\theta dS d\Omega \tag{A.98}$$

La théorie du rayonnement thermique utilise le concept de corps noir qui, par définition, est le corps idéal absorbant totalement tout rayonnement incident sans réfléchir aucune partie de celui-ci. Le corps noir est aussi l'émetteur idéal qui, à une température donnée, émet le plus d'énergie. Le flux correspondant est défini à partir de considérations de physique statistique et de thermodynamique. Il est donné par la loi de Planck qui relie la luminance spectrale du corps noir $L^\circ_\lambda(T)$ à sa température absolue T (K), pour une longueur d'onde λ donnée :

$$L^\circ_\lambda(T) = \frac{2\hbar c^2}{\lambda^5} \frac{1}{\exp[\frac{\hbar c_0}{\lambda k_b T}] - 1} \tag{A.99}$$

c_0 correspond à la vitesse de la lumière, $\hbar$ à la constante de Planck et k_b à la constante de Boltzmann.

La luminance totale du corps noir associée au rayonnement thermique se déduit en intégrant la luminance spectrale :

$$L^\circ(T) = \int_0^\infty L_\lambda(T) d\lambda = \frac{\sigma T^4}{\pi} \tag{A.100}$$

où σ est la constante de Stephan Boltzmann.

La loi de Stefan donne le flux surfacique hémisphérique total (ou émittance totale) d'un corps noir dans le vide en fonction de sa température T sur l'ensemble du spectre rayonné [Figure (A.5)]. Ainsi :

$$\dot{q}_r^{\circ''}(T) = \sigma T^4 \tag{A.101}$$

Le flux total de rayonnement émis par un corps noir croît selon la puissance quatrième de la température. Ceci explique l'importance accrue des transferts de chaleur par rayonnement aux hautes températures.

La loi de Wien est obtenue par simple dérivation de la fonction de Planck par rapport à la longueur d'onde et par la recherche de la valeur pour laquelle la dérivée s'annule [Figure (A.5)]. Elle caractérise le maximum de la fonction de Planck et s'exprime suivant la relation :

$$\lambda_{max} T = 2897,8 \mu m K \tag{A.102}$$

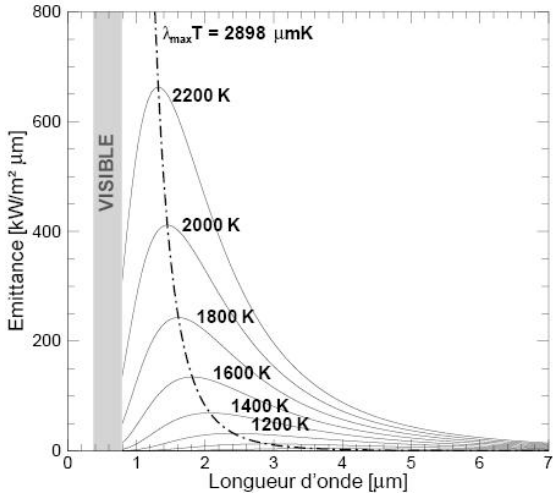


FIGURE A.5 – *Variation de la fonction de Planck en fonction de la longueur d'onde pour différentes températures. La courbe en pointillé définit la loi de Wien.*

Cette loi met en évidence qu'un corps lors d'un échauffement émet essentiellement dans l'infrarouge avant de commencer à rougir lorsque le spectre d'émission s'approche du domaine du rayonnement visible. Il convient de souligner qu'au cours d'un incendie, le rayonnement se produit principalement dans le domaine de l'infrarouge.

A.4.1.2 Echanges radiatifs entre corps opaques.

Les problèmes d'échanges radiatifs entre surfaces séparées par un milieu transparent sont traités en supposant que ces surfaces sont des corps isothermes et que le rayonnement est diffus. Pour simplifier les calculs, chaque fois que c'est possible, les corps en présence sont assimilés à des corps gris. L'hypothèse du corps gris stipule que l'émissivité spectrale ne dépend pas de la longueur d'onde. Cependant, dans la pratique, un corps émet généralement un rayonnement dans des plages spectrales différentes de la plage du rayonnement reçu. La partie du rayonnement absorbée est convertie en énergie interne en surface et participe au comportement émissif du matériau. Les valeurs moyennes de l'émissivité et de l'absorptivité ne sont pas forcément identiques sur les bandes spectrales. Ainsi la solution revient à prendre en considération l'absorptivité correspondant à la bande spectrale ou à la température du rayonnement qu'il reçoit ainsi qu'à l'émissivité correspondant à sa température propre. La *loi de Kirchhoff* indique qu'à l'équilibre thermodynamique, l'absorptivité spectrale est égale à l'émissivité spectrale, $\varepsilon(T) = a(T)$. Cette approximation permet de caractériser le comportement d'un matériau vis à vis du rayonnement thermique à partir d'un seul paramètre ; cela simplifie considérablement notre problème.

Le flux partant d'une surface S_i, somme du flux émis et du flux réfléchi, est nommé *radiosité* et est noté j_i'' [figure (A.6)]. Etant donné que l'éclairement d'une surface à émission isotrope et à réflexion diffuse isotrope $\rho^{\cap\cap}$ est supposé uniforme, la radiosité l'est également et il est alors possible d'établir dans le cas de matériaux opaques uniquement, la relation ci-après :

$$\rho^{\cap\cap} = 1 - \varepsilon^{\cap} \tag{A.103}$$

où $\varepsilon^{\cap}$ est l'émissivité totale hémisphérique et $\rho^{\cap\cap}$ la réflexion hémisphérique-hémisphérique. Ce dernier paramètre représente la proportion de rayonnement ré-

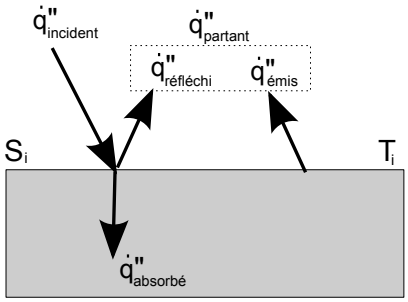


FIGURE A.6 – *Bilan des flux radiatifs au niveau d'une surface.*

fléchi sur 2π stéradians (demi-espace) lorsque l'échantillon est éclairé par un rayonnement venant de toutes les directions. En conséquence, le flux partant s'exprime ainsi :

$$\boxed{j''_i = \underbrace{\varepsilon^{\cap} \dot{q}''^{\circ}_r(T_v)}_{\dot{q}''_{émis}} + \underbrace{(1-\varepsilon^{\cap})\dot{q}''_i \rho^{\cap\cap}}_{\dot{q}''_{réfléchi}} = \varepsilon^{\cap}\sigma T_v^4 + \rho^{\cap\cap}\dot{q}''_i} \tag{A.104}$$

Un milieu matériel parfaitement transparent et non absorbant (ni émissif) par définition ne participe pas aux échanges radiatifs entre deux corps opaques. Dans l'air ambiant et pour des distances entre solides de l'ordre de quelques mètres, la description des échanges radiatifs entre deux corps peut être réalisée en considérant que les solides sont séparés par un milieu parfaitement transparent. Le transfert radiatif en milieu transparent dépend simplement des caractéristiques géométriques et thermiques des surfaces. La figure (A.7) présente les échanges radiatifs entre deux surfaces opaques.

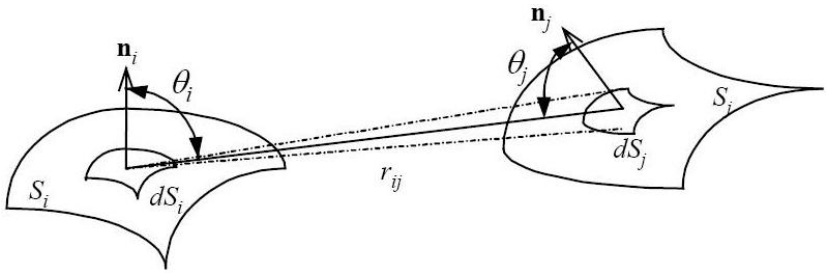


FIGURE A.7 – *Echanges radiatifs entre deux surfaces opaques S_i et S_j*

En considérant deux éléments de surfaces dS_i et dS_j pris respectivement sur S_i et S_j, l'expression du flux partant de dS_i dans un angle solide élémentaire $d\Omega_{ij}$ en direction de dS_j s'écrit :

$$d^2\dot{q}_{ij} = L_{i,partant} \cos\theta_i dS_i d\Omega_{ij} \tag{A.105}$$

avec

$$d\Omega_{ij} = \frac{dS_j \cos\theta_j}{r_{ij}^2} \text{ et } L_{i,partant} = \frac{\dot{q}''_{i,partant}}{\pi} \tag{A.106}$$

Il est alors possible d'établir la loi de Bouguer exprimant le flux reçu par la surface S_j

depuis S_i :

$$\dot{q}_{ij} = \int_{S_i} \int_{S_j} j_i^{''} \frac{\cos\theta_i dS_i dS_j \cos\theta_j}{\pi r_{ij}^2} \tag{A.107}$$

D'après les hypothèses faites sur les propriétés des surfaces, la radiosité $j_i^{''}$ est indépendante de dS_i. En multipliant par S_i, on fait apparaître un terme purement géométrique F_{ij} :

$$\dot{q}_{ij} = j_i^{''} S_i \frac{1}{S_i} \int_{S_i} \int_{S_j} \frac{\cos\theta_i dS_i dS_j \cos\theta_j}{\pi r_{ij}^2} = \dot{q}_{i,partant}^{''} S_i f_{ij} \tag{A.108}$$

avec

$$f_{ij} = \int_{S_i} \int_{S_j} \frac{\cos\theta_i dS_i dS_j \cos\theta_j}{\pi r_{ij}^2} \tag{A.109}$$

où f_{ij} est le facteur de forme entre la surface S_i et S_j qui correspond à la fraction du flux hémisphérique issue de S_i et atteignant S_j.

Dans les paragraphes précédents, les milieux séparant les surfaces en présence étaient considérés comme parfaitement transparents, c'est à dire ni absorbants ni émissifs, et ne participaient pas aux transferts radiatifs. Cependant dans le cas d'un gaz à molécules hétéropolaires, cette approximation n'est plus valable. De tels milieux sont dits semi-transparents. L'absorption se produit dans des bandes spectrales dont la position et la largeur sont fonction de la nature physico-chimique du milieu, de sa pression partielle, de son épaisseur et de sa température. Les gaz de combustion sont considérés comme un milieu semi-transparent.

Un flux thermique provenant d'une flamme traverse un milieu contenant des espèces gazeuses et des particules de suies. Aussi, les interactions lumière-matière entre rayonnements thermiques et fumées issues de la combustion ne peuvent être négligées car elles perturbent significativement les échanges radiatifs. En effet, CO_2 et H_2O, les deux produits les plus courants d'une combustion sont des espèces dont les spectres d'émission et d'absorption sont très intenses, ce qui peut modifier fortement le rayonnement. Les particules solides au sein des fumées sont à l'origine des phénomènes de diffusion des photons. Ce phénomène est issu de deux mécanismes distincts : absorption/émission et déviation.

Le cas des particules n'est pas encore résolu et de nombreuses théories ont vu le jour afin de modéliser leur interaction avec le rayonnement. Le cas de l'interaction du rayonnement avec des sphères a été publié par G. Mie et a été résolu indépendamment par Lorenz et Debye. Face à la complexité de ces solutions analytiques, de nombreux modèles approchés ont été utilisés. L'approximation faite par Rayleigh intervient lorsque les particules peuvent être assimilées à des charges oscillant à la même pulsation que l'onde excitatrice. Les particules doivent être petites au regard de la longueur d'onde. Cette théorie suppose que chaque sphérule diffuse la lumière indépendamment de la présence des autres.

La diffusion de Mie s'applique lorsque la taille des particules est voisine de celle de la longueur d'onde.

A.4.2 Interaction du rayonnement avec les gaz dans les incendies

L'équation de transfert radiatif permet de décrire la distribution de l'énergie radiative dans le milieu étudié, en tout point et en toute direction. Cette équation est établie à partir d'un bilan énergétique sur un volume élémentaire se situant sur le parcours d'un rayon.

1. Dans un *milieu non diffusif*, lorsque la luminance monochromatique traverse un élément d'épaisseur dx, elle voit son intensité décroître par absorption. Une partie du rayonnement incident est absorbée par le milieu. Ces pertes sont proportionnelles à la luminance L_λ, à l'épaisseur du milieu traversé dx et au coefficient spectral d'absorption $\kappa(x, \lambda)$.

$$dL_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}) = -\kappa_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}).L_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega})dx \tag{A.110}$$

2. Dans un *milieu diffusif*, une partie du rayonnement incident provenant de la direction de propagation $\overrightarrow{\Omega}$ est alors diffusée dans toutes les directions. L'expression de cette perte est similaire aux pertes par absorptions, c'est-à-dire qu'elle est proportionnelle à la luminance à l'épaisseur du milieu traversé dx et au coefficient spectral de diffusion σ_λ. Ces pertes par diffusion s'expriment alors :

$$dL_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}) = -\sigma(x, \overrightarrow{\Omega}).L_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega})dx \tag{A.111}$$

3. *Tout corps dont la température est différente de o K rayonne*. La variation de la luminance, issue de cette émission, est proportionnelle à l'épaisseur du milieu considéré et donc à la luminance $L^\circ_\lambda(T(x))$ du corps noir définie par la loi de Planck, au coefficient spectral d'absorption d'après la loi de Kirchhoff, et au carré de l'indice optique du milieu dans lequel il est placé. L'expression du gain par émission propre devient alors :

$$dL_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}) = n^2_\lambda.\kappa_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}).L^\circ_\lambda(T(x))dx \tag{A.112}$$

   Avec $T(x)$, température (du milieu) au point x.

4. Un rayonnement considéré suivant une direction $\overrightarrow{\Omega}$ est renforcé par diffusion d'une partie du rayonnement provenant initialement de la direction $\overrightarrow{\Omega}'$. En considérant l'ensemble des directions de l'espace sur les 4π stéradians, on définit la fonction de phase caractérisant la probabilité que le rayonnement diffusé provenant de $\overrightarrow{\Omega}'$ soit dans l'angle solide $d\Omega$ centré dans la direction $\overrightarrow{\Omega}'$.

$$\frac{1}{\pi}P_\lambda(\overrightarrow{\Omega}' \rightarrow \overrightarrow{\Omega})d\Omega \tag{A.113}$$

   Le gain par émission propre par diffusion est proportionnel à la taille de l'élément considéré ainsi qu'aux différentes parts de rayonnement provenant des directions considérées de l'espace.

$$dL_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}) = \frac{1}{\pi}\int_{\Omega'=4\pi} \sigma_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}).P_\lambda(\overrightarrow{\Omega}' \rightarrow \overrightarrow{\Omega}).L_\lambda(x, \overrightarrow{\Omega}).d\Omega' dx \tag{A.114}$$

   Pour la suite on suppose que les coefficients d'absorption et de diffusion ne dépendent pas de la direction de propagation étudiée.

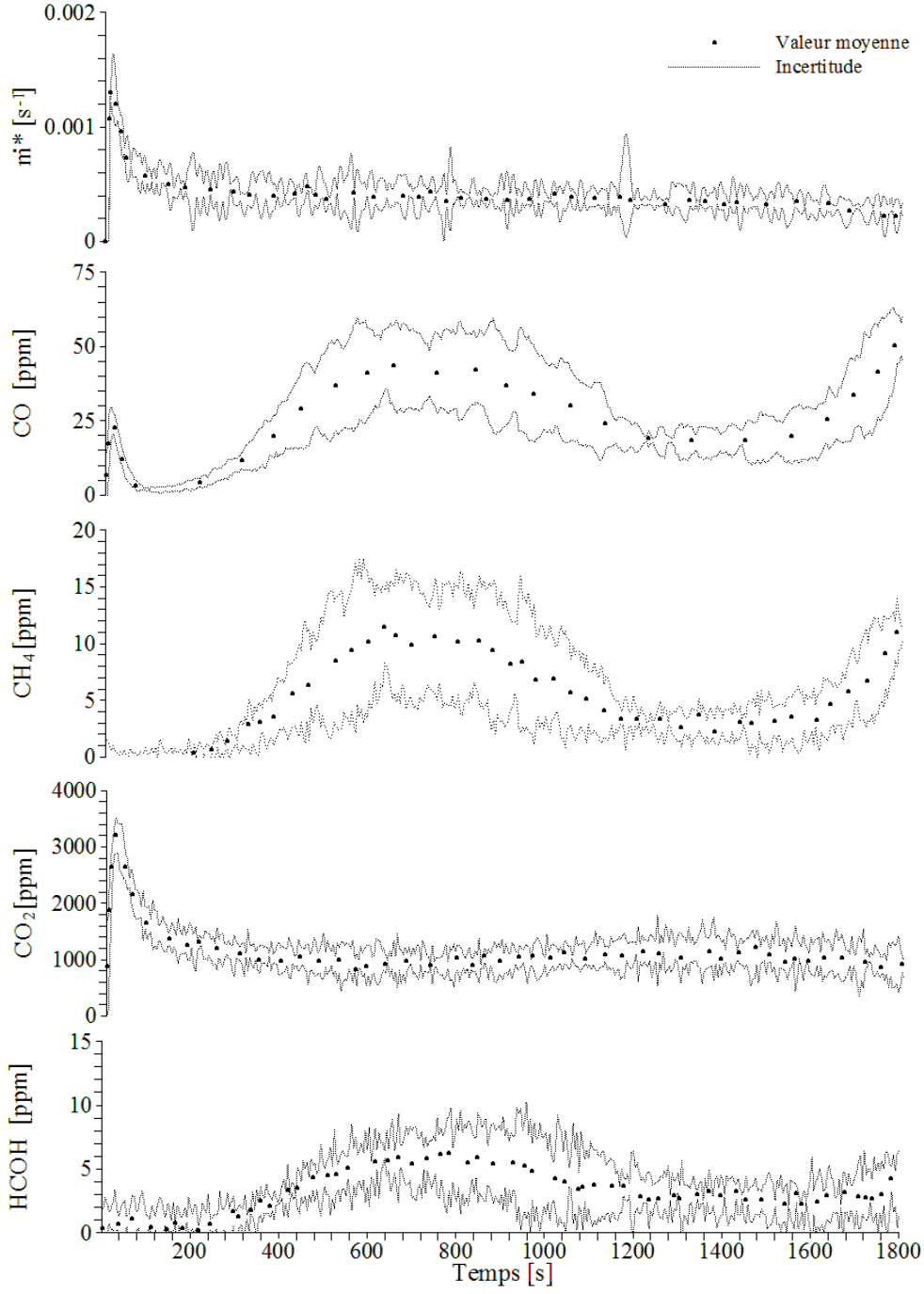
Par définition, l'équation de transfert radiatif (ETR) exprime localement la conservation du flux d'énergie radiative monochromatique dans un élément de volume et dans une direction particulière. Cette conservation découle d'une concurrence entre une atténuation par absorption et par diffusion et un accroissement par émission et par redistribution du rayonnement diffusé provenant de toutes les autres directions de l'espace. Le long d'une direction $\overrightarrow{\Omega}$ de l'espace et à situation stationnaire, l'équation du transfert radiatif monochromatique s'exprime :

$$\frac{dL_\lambda(x,\overrightarrow{\Omega})}{dx} = -\underbrace{\kappa_\lambda.L_\lambda(x,\overrightarrow{\Omega})}_{\text{Perte par absorption}} - \underbrace{\sigma_\lambda.L_\lambda(x,\overrightarrow{\Omega})}_{\text{Perte par diffusion}} + \underbrace{n_\lambda^2.\kappa_\lambda.L_\lambda^\circ(T(x))}_{\text{Emission propre}} \tag{A.115}$$

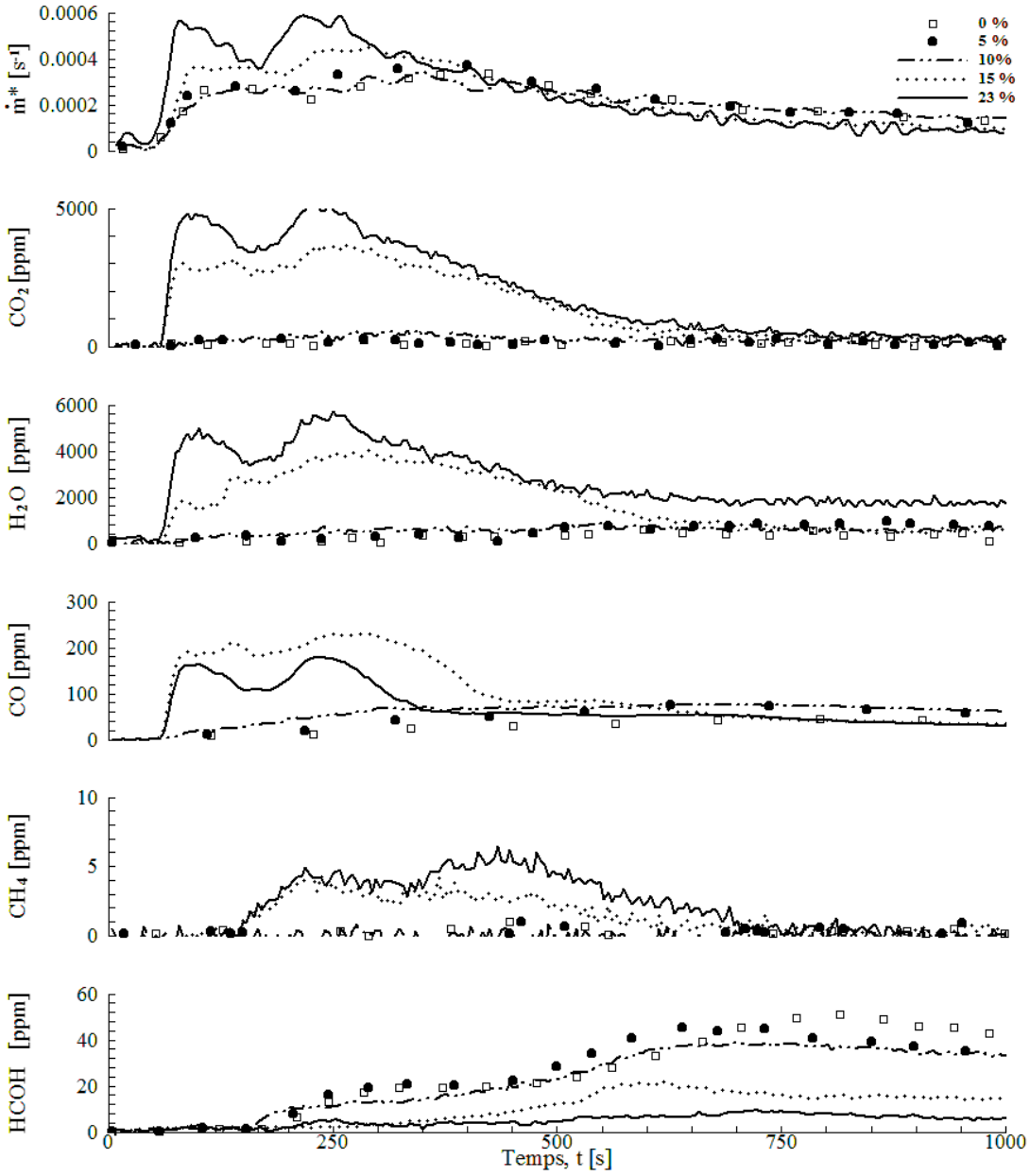
$$+\underbrace{\frac{1}{\pi}\int_{\Omega'=4\pi}\sigma_\lambda.P_\lambda(\overrightarrow{\Omega}'\rightarrow\overrightarrow{\Omega}).L_\lambda(x,\overrightarrow{\Omega}).d\Omega'}_{\text{Renforcement par diffusion}}$$

Ainsi, le transfert au sein d'un milieu semi-transparent est régi par l'équation de transfert radiatif qui traduit les variations dans une direction de la luminance spectrale, par atténuation et renforcement locaux.

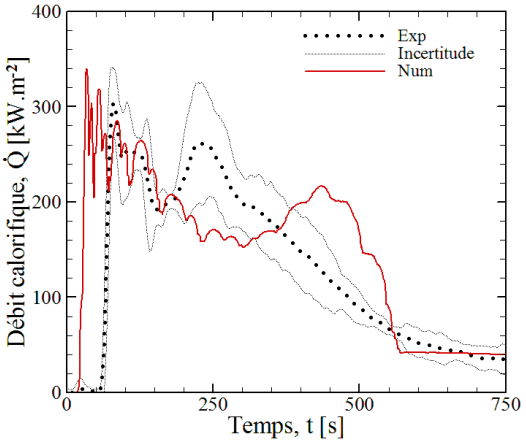
A.5 Résultats complémentaires



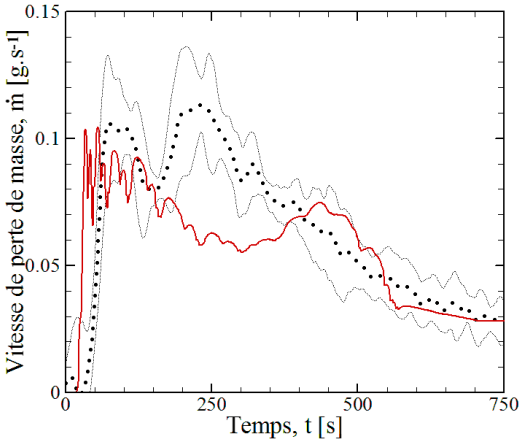
Dégagement des principales espèces chimiques de balsa de masses identique en fonction du la vitesse de dégradation ($\dot{m}$), pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$.



Dégagement des principales espèces chimiques de sandwichs de masses identique en fonction de la vitesse de dégradation ($\dot{m}$) pour différentes concentration d'oxygène (0, 5, 10, 15 et 23 %) et un niveau d'irradiance de 50 kW.m^{-2}.



a/ Dégagement de chaleur $\dot{Q}''$ en $kW.m^{-2}$ à $50\,kW.m^{-2}$.



b/ Vitesse de perte de masse $\dot{m}$ en $g.s^{-1}$ à $50\,kW.m^{-2}$.

Comportement au feu du sandwich au CC après modification du code.

Liste des figures

1 Photographies de navires civil et militaire en feu. 1

1.1 Diagramme de déroulement de la méthode de conception alternative selon la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001). 9
1.2 Approche combinée expérience-simulation à échelle croissante. 13
1.3 Types de structures adaptées à la construction navale. 17
1.4 Différents types de renforts de base. 18
1.5 Différentes architectures des renforts. 18
1.6 Schéma de coupe du balsa. Images MEB de la coupe du balsa. 23
1.7 Schéma de principe d'un ATG à fléau 25
1.8 Schéma de principe d'un four tubulaire 26
1.9 Schéma de principe d'un analyseur IRTF 28
1.10 Schéma de principe du cône calorimètre selon la norme ISO 5660-1 (2002). 31
1.11 Schéma de principe du cône calorimètre avec atmosphère controlée. . . 33
1.12 Schéma de principe du panneau radiant OMI selon la norme NF ISO 5658-2 (2007). 34
1.13 Schéma de principe du médium burning Item selon la norme NF ISO 21367 (2007). 35
1.14 Schéma du Single Burning Item selon la norme NF EN 13823 (2002). . 36

2.1 Dessin humoristique de Delucq. Extrait de www.futura-sciences.com . . 50
2.2 Schéma du processus de décomposition. 53
2.3 Zone de décomposition dans un polymère solide. 54
2.4 Processus de dégradation d'un polymère solide, sans flamme Extrait de Torero (2008). 58
2.5 Mécanisme de transformations d'un polymère solide sous l'influence de la chaleur. Extrait de Drysdale (1998). Le sens des flèches indique si la transformations est réversible ou non. 59
2.6 Processus physique et chmique de décomposition d'un polymère solide en un sous produit liquide. La ligne pointillée présente l'avancée du front de décomposition. 60
2.7 Mécanisme de décomposition d'un solide produisant du charbon. . . . 61
2.8 Schéma du processus d'ignition. 64
2.9 Tétraèdre du feu suivant Haessler (1974). 65
2.10 Bilan énergétique en surface. Extrait de Torero (2008). 66
2.11 Evolution du temps d'inflammation en fonction du flux suivant l'approche de Janssens (2003). 70
2.12 Représentation du volume élémentaire représentatif du milieu poreux. . 79
2.13 Schéma réactionnel de la pyrolyse du bois proposé par Di Blasi (1993). 80
2.14 Schéma du processus de combustion d'un polymère exposé d'une part à une source de chaleur et d'autre part aux flammes. 87

2.15 Principe de combustion en phase gazeuse. 88
2.16 Bilan d'énergie en surface d'un polymère solide lors de la combustion en présence de flamme. 91
2.17 Evolution de l'enthalpie du système en température. 93
2.18 Propagation d'une flamme de diffusion établie sur un combustible solide. Schéma valable uniquement pour des matériaux thermodurcissables et cellulosique mais pas pour des thermoplastiques. 98
2.19 Evolution du niveau d'irradiance en fonction de la hauteur de la flamme. 103

3.1 Méthodologie adoptée à l'échelle matière. 107
3.2 Influence de l'atmosphère de dégradation sur le processus de décomposition thermique de la résine polyester pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$. 109
3.3 Influence de la vitesse de chauffe (β = 10, 20 et 50 $K.min^{-1}$) sur le processus de décomposition thermique de la résine polyester sous atmosphère oxydante. 110
3.4 Cinétiques de dégagements qualitatives des produits gazeux de dégradation lors de la décomposition thermique de la résine polyester par ATG-IRTF pour une vitesse de chauffe de β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide obtenu sous ATG. . . . 111
3.5 Comparaison des cinétiques de production normalisées de CO et de CO_2 lors de la décomposition thermique de la résine via l'ATG-IRTF et le FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. 113
3.6 Evolution du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} lors de la dégradation de la résine (FT-IRTF) sous gaz oxydant. 113
3.7 Cinétiques quantitatives des produits gazeux de dégradation lors de la décomposition thermique de la résine au FT-IRFT pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide sous ATG 114
3.8 Comparaison entre la solution calculée par l'AG et les valeurs expérimentales de $\dot{m}^*$ de la résine pour une vitesse de chauffe de 10 $Kmin^{-1}$. 117
3.9 Comparaison entre la solution calculée par l'AG et les valeurs expérimentales de $\dot{m}^*$ de la résine polyester pour différentes vitesses de chauffe (10, 20 et 50 $Kmin^{-1}$). 118
3.10 Influence de l'atmosphère de dégradation sur le processus de décomposition thermique du balsa pour une vitesse de chauffe de 10 $K.min^{-1}$. 119
3.11 Influence de la vitesse de chauffe (β = 10, 20 et 50 $K.min^{-1}$) sur le processus de décomposition thermique du balsa. 121
3.12 Cinétiques de dégagements qualitatives des produits gazeux de dégradation lors de la décomposition thermique du balsa par ATG-IRTF pour une vitesse de chauffe de β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide obtenu sous ATG. 122
3.13 Comparaisons des cinétiques de production normalisées de CO et de CO_2 lors de la décomposition thermique de la résine via l'ATG-IRTF et le FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. 124
3.14 Evolution du rapport Y_{CO}/Y_{CO_2} lors de la dégradation du balsa (FT-IRTF) sous gaz oxydant. 125

3.15 Cinétiques quantitatives des produits gazeux de degradation lors de la décomposition thermique du balsa au FT-IRTF pour une vitesse de chauffe β de 10 $Kmin^{-1}$. Les cinétiques sont comparées au $\dot{m}^*$ de la phase solide sous ATG. 125
3.16 Comparaisons entre la solution calculee par l'AG et les valeurs experimentales de $\dot{m}^*$ du balsa pour une vitesse de chauffe de 10 $Kmin^{-1}$. . . 128
3.17 Méthodologie à l'échelle matériau. 129
3.18 Cône calorimètre virtuel et maillage utilisé. 132
3.19 Distribution du niveau d'irradiance en surface de l'échantillon exposé au CC. Les isolignes de flux sont exprimées en $W.m^{-2}$ 133
3.20 Distribution numérique de l'éclairement énergétique en surface de l'échantillon au CC. 134
3.21 Bilans énergétiques et massiques de la résine polyester pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 136
3.22 Enthalpie de combustion $\Delta h_{c,eff}$ de la résine polyester pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 137
3.23 Mécanisme de décomposition de la résine polyester. 139
3.24 Comparaison entre expériences et simulations du comportement au feu de la résine polyester pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$. Le mécanisme réactionnel utilisé est défini avec un résidu final. 139
3.25 Mécanisme de décomposition modifiée de la résine polyester. 140
3.26 Comparaison entre expériences et simulations du comportement au feu de la résine polyester après modification du schéma réactionnel pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$. Le mécanisme réactionnel utilisé est défini sans résidu final. 141
3.27 Processus de délaminage du stratifié. 142
3.28 Evolution du coefficient d'extinction en fonction de la longueur d'onde pour le stratifié polyester/verre. 143
3.29 Evolution du délai d'ignition du stratifié en fonction du flux incident $\dot{q}_i''$. 144
3.30 Bilans énergétiques et massiques du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 145
3.31 Enthalpie de combustion du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 147
3.32 Comparaison entre experiences et simulations du comportement au feu du stratifié polyester/verre pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$. (Approche 1). 149
3.33 Evolution en température des propriétés de la phase décomposée du stratifié. 150
3.34 Comparaisons entre experiences et simulations du comportement au feu du stratifié polyester/verre pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$. (Approche 2). 151
3.35 Migration de la colle et apparition des fissures en surface du balsa. . . . 152
3.36 Bilans énergétiques et massiques du balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$). 153
3.37 Enthalpie de combustion effective $\Delta h_{c,eff}$ de balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$). 154
3.38 Evolution du temps d'ignition du balsa en fonction de l'éclairement énergétique en surface $\dot{q}_i''$. 155
3.39 Dégradation du balsa par une combustion de type solide pour un éclairement énergétique proche du flux critique d'inflammation. 156

3.40 Dispersion de la masse volumique effective des éprouvettes lors des essais au cône calorimètre. 156
3.41 Evolution du temps d'ignition t_{ig} du balsa en fonction de la masse volumique de l'échantillon testé. (Echelle log.) 157
3.42 Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du balsa pour un flux incident de 50 $kW.m^{-2}$. 158
3.43 Comparaisons des temps d'ignition du sandwich et du stratifié en fonction de l'éclairement énergétique $\dot{q}_i^{''}$. 160
3.44 Bilans énergétiques et massiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 162
3.45 Cinétiques quantitatives des produits gazeux de dégradation du sandwich pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 164
3.46 Influence de la teneur en oxygène Y_{O_2} sur les taux de production des espèces gazeuses pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée. 166
3.47 Influence de la teneur en oxygène sur la dégradation thermique du sandwich composite au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée. . . 167
3.48 Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ 168
3.49 Solution adoptée pour simuler le comportement au feu du sandwich composite. 169
3.50 Comparaisons entre expériences et simulations du comportement au feu du sandwich composite modifié. 169
3.51 Comparaison des bilans d'espèces lors de la combustion du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ 171
3.52 Modélisation de l'influence du flux incident sur le comportement au feu du sandwich composite. 173
3.53 Influence du maillage sur le comportement au feu du sandwich composite. 175
3.54 Méthodologie à l'échelle produit semi-fini. 177
3.55 Courbe utilisée pour l'approche par pyrolyse imposée. 178
3.56 Evolution du temps d'ignition t_{ig} du sandwich en fonction de longueur de l'éprouvette au PR. 180
3.57 Evolution du temps d'ignition du sandwich en fonction du niveau d'irradiance $\dot{q}_i^{''}$ au PR. Les valeurs du panneau radiant sont comparées à celles du cône calorimètre. 181
3.58 Dégagement énergétique du sandwich au PR en fonction de la propagation de la flamme. 182
3.59 Panneau radiant virtuel. 183
3.60 Calibrage du niveau d'irradiance en surface d'une éprouvette incombustible au panneau radiant. 185
3.61 Isoflux en surface d'un échantillon incombustible au PR. 186
3.62 Définition du front de flamme au niveau de la phase solide du sandwich. 187
3.63 Isochrones du front de flamme en fonction de l'éclairement énergétique $\dot{q}_i^{''}$ (en $kW.m^2$) en surface du sandwich composite au panneau radiant. . 187
3.64 Comparaison de l'évolution du front de pyrolyse en surface du sandwich composite en fonction de l'irradiance du panneau radiant. 188
3.65 Isochrones du front de flammes en surface sur une moitié du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. La source radiative figure en pointillés dans l'image. 191

3.66 Position des thermocouples au travers du sandwich composite. 192
3.67 Evolution temporelle des fronts de pyrolyse ascendants et descendants du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 192
3.68 Cartographies de la température en °C en face arrière du sandwich pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 193
3.69 Evolution temporelle des paramètres énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 194
3.70 Développement du foyer sur un panneau de balsa pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 195
3.71 Maillage utilisé pour le MBI. 196
3.72 Mesure de l'éclairement (en $kW.m^{-2}$) en surface d'un échantillon incombustible pour un éclairement énergétique de 40 $kW.m^{-2}$ au MBI. La ligne noire caractérise la section de la source radiante et les points noirs spécifient les points de mesures. 197
3.73 Iso-flux en surface d'un panneau incombustible pour une consigne de 40 $kW.m^2$ au MBI. 198
3.74 Définition du front de pyrolyse du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50$kW.m^{-2}$ au MBI. L'iso-contour en noir est utilisée pour le suivi de la propagation. 199
3.75 Propagation numérique de la surface active de pyrolyse du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. . . . 200
3.76 Comparaisons entre prédictions et mesures des températures en surface du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 202
3.77 Comparaisons entre prédictions et mesures de la propagation du front de pyrolyse en surface du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 203
3.78 Comparaisons entre prédictions et mesures des paramètres énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au MBI. 204
3.79 Méthodologie à l'échelle produit fini. 206
3.80 Propagation latérale sur la grande aile au SBI. 207
3.81 Evolution temporelle du taux de dégagement de chaleur et évolution du développement du foyer en surface su sandwich composite au SBI. . 210
3.82 Evolution du taux de perte de masse maximum $\dot{m}_{max}$ et du débit volumique de ventilation D_{Ox} pour les différents bancs. 211
3.83 Domaine de calcul utilisé pour le SBI. 212
3.84 Calibrage de la puissance du brûleur de propane. 214
3.85 Champs numériques au niveau du brûleur au SBI. 216
3.86 Attaque thermique de la flamme sur la grande aile du SBI en matériau incombustible. 220
3.87 Définition de la position front de pyrolyse sur le grande aile du SBI en sandwich composite. 221
3.88 Propagation de la surface active de pyrolyse sur la grande aile du SBI en sandwich composite. 222
3.89 Evolution du taux de dégagement de chaleur du sandwich composite au SBI. 223
3.90 Comparaisons entre prédictions et mesures des bilans d'espèces lors de la dégradation et la combustion du sandwich composite au SBI. 224

3.91 Méthodologie à grande échelle. 226
3.92 Illustration de l'essai à grande échelle. 226
3.93 Différents stades de développement de l'incendie à grande échelle. . . . 228
3.94 Comparaisons qualitatives entre prédictions et mesures de la croissance du feu à grande échelle. 232
3.95 Comparaisons quantitatives entre prédictions et mesures de la croissance du feu à grande échelle. 233
3.96 Influence de l'algorithme de coupure sur la dégradation du sandwich. . 234
3.97 Iso-contour de fraction de mélange à l'instant $t^\star = 0,5$. Le plan de coupe se situe au niveau de la porte. 235
3.98 Scénario d'incendie militaire. Le feu se développe dans un local technique adjacent à un hangar hélicoptère. 239
3.99 Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans un local technique. . 240
3.100Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans un local technique. . 241
3.101Scénario d'incendie civil. Le feu se développe dans une cuisine donnant sur une coursive. 242

A.1 Principe de la calorimétrie par déplétion d'oxygène. 267
A.2 Représentation schématique de l'évolution du terme $dY_{O_2}\ dZ$ dans volume de contrôle VC. Extrait de Poinsot et Veynante (2001) 276
A.3 Système de coordonnées pour la discrétisation angulaire par FDS. . . . 282
A.4 Notation utilisée pour la définition de la luminance énergétique. 293
A.5 Variation de la fonction de Planck en fonction de la longueur d'onde pour différentes températures. La courbe en pointillé définit la loi de Wien. 294
A.6 Bilan des flux radiatifs au niveau d'une surface. 295
A.7 Echanges radiatifs entre deux surfaces opaques S_i et S_j 295

Liste des tableaux

1.1 Caractérisation des échelles expérimentales. 14
1.2 Caractéristiques générales des principales résines. 20
1.3 Analyse quantitative et limite de détection des gaz. 29
1.4 Principaux paramètres d'un test au cône calorimètre 32
1.5 Principaux paramètres d'un test au panneau radiant 35
1.6 Principaux caractéristiques de FDS 40
1.7 Données matériaux combustibles pour la modélisation par pyrolyse calculée 43
1.8 Données matériaux combustibles pour la modélisation par pyrolyse imposée 44

2.1 Energies de quelques liaisons chimiques covalentes. 55
2.2 Mécanisme général d'oxydation des polymères. 57
2.3 Solution de l'équation de diffusion de la chaleur 71

3.1 Mécanisme réactionnel du polyester. 110
3.2 Mécanisme réactionnel complet de la dégradation thermique du polyester. 115
3.3 Taux de production des espèces chimiques par unité de polyester consumé. 115
3.4 Mécanisme réactionnel du balsa. 121
3.5 Mécanisme réactionnel proposé pour le balsa couplé avec une analyse de gaz 126
3.6 Taux de production par unité de balsa brûlée. 126
3.7 Temps d'ignition de la résine polyester en fonction de l'éclairement énergétique en surface. 136
3.8 Caractéristiques énergétiques de la résine polyester pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 138
3.9 Propriétés d'ignition intrinsèques au stratifié. 144
3.10 Caractéristiques énergétiques du stratifié polyester/verre pour un éclairement énergétique 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$ 147
3.11 Propriété thermique des fibres de verres et de l'air. 148
3.12 Caractéristiques énergétiques du balsa pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 154
3.13 Propriétés d'ignitions intrinsèques au balsa 155
3.14 Propriétés d'ignition en fonction de la masse volumique du balsa. . . . 157
3.15 Caractéristiques du balsa en fonction de la masse volumique à 50 $kW.m^{-2}$.158
3.16 Propriétés d'ignitions intrinsèques au sandwich composite. Les résultats sont comparés au stratifié ainsi qu'au sandwich de Grenier (1998). . 160
3.17 Caractéristiques énergétiques du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 162
3.18 Taux de production des espèces gazeuses du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 163
3.19 Taux de production des espèces gazeuses en fonction de la teneur en dioxygène Y_{O_2} pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$ au cône calorimètre avec atmosphère contrôlée. 165
3.20 Analyse fonctionnelle du bilan d'énergie du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 50 $kW.m^{-2}$. 170
3.21 Analyse fonctionnelle du bilan d'énergie du sandwich composite pour un éclairement énergétique de 35, 50 et 75 $kW.m^{-2}$. 173
3.22 Analyse fonctionnelle sur le bilan d'énergie du sandwich composite pour différents maillages. 175
3.23 Flux critique à l'extinction et paramètre de reponse thermique (TRP) du sandwich composite. 189
3.24 Analyse de comparaison des bilans d'énergie ($\dot{Q}$) au MBI. 204
3.25 Taux de production de fumée par masse de combustion consumée. . . . 211
3.26 Hauteurs moyennes de flamme. 215
3.27 Comparaison entre les températures mesurées et calculées au SBI. . . . 218
3.28 Comparaison entre les différents flux mesurés et calculés. 219
3.29 Analyse de comparaison des bilans d'énergie ($\dot{Q}$) du sandwich composite au SBI. 223
3.30 Analyse de comparaison des bilans de masse du démonstrateur sur la période pré-flashover (t^*<0,4). 231
3.31 Analyse de comparaison des bilans de masse du démonstrateur sur la période post-flashover (t^*>0,4). 231

Ce document a été préparé à l'aide de l'éditeur de texte Texmaker et du logiciel de composition typographique LaTeX 2ε.

Titre Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement au feu d'un composite pour son utilisation en construction navale.

Résumé Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre d'un projet de recherche partenariale, dédié à l'utilisation de matériaux composites dans la construction navale par une approche basée sur l'ingénierie de la sécurité incendie. La motivation de ce travail a été de vérifier, de caractériser et de modéliser le comportement au feu d'un sandwich composite, préalable incontournable pour l'introduction de ce produit dans la construction navale. Pour ce faire, une méthode basée sur une approche combinée expérience-simulation, à échelle et à complexité croissantes, a été mise en oeuvre. L'analyse du comportement au feu du matériau étudié a été réalisée successivement par cinq niveaux d'échelle, de l'échelle de la matière jusqu'à une échelle représentative de l'utilisation finale. La caractérisation expérimentale a été réalisée au moyen de bancs d'essais normalisés et de bancs de référence métrologique. Parallèlement, un outil de simulation numérique avancé a été utilisé pour simuler les processus de dégradation thermique, de combustion et de propagation de flamme pour ce sandwich composite. L'application pratique de ce travail a consisté in fine en l'étude du développement d'un incendie dans le cadre de simulations de scénarii d'incendie à l'échelle réelle d'un navire en structure composite.

Mots-clés Expérience, simulation, multi-échelle, comportement au feu, composite, scénario incendie, construction navale.

Title Multiscale characterisation and modelling of the fire behaviour of a composite for application in shipbuilding

Abstract This thesis work comes within the framework of a collaborative research project, dedicated to the use of composite materials in shipbuilding by a fire safety engineering based approach. The aim was to check, characterize and modellize the fire behaviour of a sandwich composite, prerequisite for the introduction of this product in the shipbuilding. To achieve this, a method based on a combined test-simulation approach, with increasing scale and complexity, was used. The analysis of the fire behaviour of the material was carried out from matter scale, up to an end use representative scale, through five successive scale levels. Experimental characterization was performed using standard test benches as well as metrological reference benches. Meanwhile, an advanced numerical simulation tool was used to simulate the thermal degradation, combustion and flame spread processes, for this sandwich composite. The practical application of this work was finally to study the fire growth hazards, through simulations of real scale fire scenarios onboard a ship integrating composite materials.

Keywords Test, simulation, multiscale, fire behaviour, composite, fire scenario, shipbuilding.