



Étude expérimentale et analytique de l'inflammation et de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques

Romain Meinier

► To cite this version:

Romain Meinier. Étude expérimentale et analytique de l'inflammation et de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques. Matériaux. IMT - MINES ALES - IMT - Mines Alès Ecole Mines - Télécom, 2021. Français. NNT: 2021EMAL0004 . tel-03433550

HAL Id: tel-03433550

<https://theses.hal.science/tel-03433550>

Submitted on 17 Nov 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR IMT MINES ALÈS

En Chimie et Physico-Chimie des Matériaux

École doctorale SCB – Sciences Chimiques Balard

Portée par l'Université de Montpellier

Unité de recherche UPR PCH – Polymères, Composites, Hybrides

Etude expérimentale et analytique de l'inflammation et de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques

Présentée par Romain MEINIER

Le 29 juin 2021

Sous la direction de Laurent FERRY

Devant le jury composé de

M. Laurent APRIN, Professeur, IMT Mines Alès

Mme. Sophie DUQUESNE, Professeure, ENSCL

M. Gilles PARENT, Professeur, Université de Lorraine

M. Abdenour AMOKRANE, Ingénieur de recherche, EDF

M. Christian LAGREVE, Responsable du pôle matériaux, ACOME

M. Laurent FERRY, Professeur, IMT Mines Alès

M. Rodolphe SONNIER, Maître-assistant, IMT Mines Alès

M. Pascal ZAVALETA, Ingénieur de recherche, IRSN

M. Philippe MARCH, Adjoint au chef du Service des Agressions Internes et risques Industriels, IRSN

M. Sylvain SUARD, Chef du Laboratoire d'Expérimentation des Feux, IRSN

Président du jury

Rapportrice

Rapporteur

Examineur

Examineur

Directeur

Encadrant

Encadrant

Invité

Invité



UNIVERSITÉ
DE MONTPELLIER



IMT Mines Alès
École Mines-Télécom

Remerciements

En premier lieu, j'aimerais remercier M. Laurent APRIN d'avoir accepté d'être membre du jury de ma thèse en plein milieu de ses congés et de l'avoir présidé avec professionnalisme. Je remercie profondément Mme. Sophie DUQUESNE et M. Gilles PARENT d'avoir rapporté les travaux de ma thèse. Vos critiques ont été à la fois intellectuellement enrichissantes, ce qui a permis d'améliorer le contenu de ce manuscrit, mais également salvatrices et agréables à lire sur le plan personnel. Notamment, lorsque vous mettez en lumière les subtilités du sujet qui montrent la clarté du manuscrit. Je remercie également M. Abdenour AMOKRANE d'avoir été examinateur de ma soutenance de thèse mais également pour l'intérêt porté pour le sujet et toutes les discussions constructives que nous avons pu avoir. Pour terminer avec les membres du jury, j'aimerais remercier M. Christian LAGREVE d'avoir été examinateur de ma soutenance de thèse et pour ses questions pertinentes.

Dans un second temps, j'aimerais remercier l'Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire (IRSN) et plus particulièrement le service des Agression Internes et Incendie (SA2I) en les personnes de Mme. Joëlle FLEUROT, cheffe du service, et de M. Philippe MARCH, adjoint au chef, de m'avoir permis de travailler sur un sujet aussi intéressant avec tous les moyens mis en œuvre et de m'avoir fait confiance tout au long de ces années. Travailler sur un appareil aussi complexe et imposant que le dispositif CISCCO a été un privilège et a confirmé mon intérêt pour la recherche expérimentale pour tout ce qu'elle comporte, de positif comme de négatif. A ce titre, j'aimerais remercier EDF Chatou qui ont participé au projet, ce qui a permis la réalisation de cette thèse.

J'aimerais remercier M. Sylvain SUARD de m'avoir accueilli au Laboratoire d'Expérimentation des Feux (LEF), d'avoir été présent tout au long de ma thèse et de m'avoir soutenu depuis le stage en 2016. Ensuite, j'aimerais remercier la Team CIS-CCO en commençant par Pascal « Papa » ZAVALETA, pour son soutien, son apport technique et humain et son implication sans faille dans les travaux de cette thèse. Sans lui, je n'aurais jamais été aussi loin sur ce sujet et sa confiance a été un élément majeur dans la réussite de cette thèse. J'aimerais remercier Fred « Vigrouvitch » pour sa chaleur humaine (ne t'emballe pas non plus), d'avoir été là quand j'en avais le besoin et pour m'avoir autant épaulé sur toutes les campagnes. J'espère que tu ne regretteras pas trop les coups de disques et au plaisir de se retrouver à boire une bonne bière. Enfin, j'aimerais remercier tout le reste du personnel du LEF de m'avoir accepté dans l'équipe, d'avoir apporté cette ambiance si unique et de m'avoir épaulé tout au long de ces travaux. En particulier, je pense à Paul qui va télécharger cette thèse juste pour le plaisir de voir son nom (oui, mon gâté) et sans qui je serais probablement à la rue sans son aide sur NI et sa

Remerciements

bonne humeur. Je remercie tous les techniciens qui m'ont tous aidé : Serge (plus pro, tu meurs), Guillaume, Vincent (1), Vincent (2, vous voyez lequel), et Michel (merci encore pour le plan de « La Caverne »). Merci à Julien MANZI qui m'a autant épaulé sur la métrologie, (je te défonce à Forza quand tu veux). Merci également aux ingénieurs : Michael (j'espère que tu as bien dormi), Hugues pour ses conseils (et qui m'a ramené alors que la vieille Volvo était tombée en rade à 18h), Héléna (la grande sœur de parcours) et Jérémy (Mike, meilleur perso). Je remercie également tous les stagiaires et thésards que j'ai pu y rencontrer comme Nihad (trop déter), Bouaza (trop détente), Thibault (1), Thibault (2, vous voyez lequel) et Corentin (petit ange parti trop tôt). Enfin, je remercie Pascale d'avoir été parfaite pour m'aider sur toutes les procédures à faire, sans toi ils sont tous largués.

Ensuite, comme cette thèse s'est réalisée entre deux sites, je souhaite remercier M. José Marie LOPEZ CUESTA de m'avoir accueilli au C2MA et de m'avoir permis d'exploiter les dispositifs du laboratoire lors de la première partie de cette thèse. J'aimerais ensuite remercier profondément mon directeur de thèse, M. Laurent FERRY, ainsi que mon encadrant, M. Rodolphe SONNIER, d'avoir été présents tout au long de ces années, en stage comme en thèse, et d'avoir montré autant d'intérêts pour mes travaux ainsi que d'empathie dans les moments de difficultés. Nos échanges me manqueront. Je remercie les techniciens pour leur aide. Particulièrement Loïc qui a toujours été efficace et professionnel (et parce que c'est le seul à bosser sur le feu) mais je remercie Romain (pour avoir ce prénom déjà), Kevin (pour tout, de nos discussions aux invitations), pour Alexandre « Zegema Beach » (rien que d'écrire ton nom me donne des mouettes dans la tête...) et Benjamin (savez-vous qu'on avait fait le même lycée ?). Je remercie aussi Belkacem, Dominique, Robert de m'avoir épaulé sur plusieurs de mes travaux. Enfin, je remercie Solange d'avoir été parfaite pour m'aider sur toutes les procédures à faire, sans toi ils sont tous largués.

Je remercie enfin les nombreux thésards et stagiaires qui ont tous été adorables et réceptifs à mon humour plus que douteux. Merci à Julien pour ces années, d'avoir été un si cher ami et pour avoir fini le pire jeu ensemble. Merci à Gisèle d'avoir été autant « toi », ta joie sincère a toujours su m'apporter le petit rayon de soleil nécessaire. Merci à Rachel, d'avoir été cette boule d'énergie qui fait également chaud au cœur et de m'avoir accepté parmi tes amis (oui, j'ai lu tes remerciements et je te renvoie exactement la même chose). Merci à Haithem d'être cette force de vie que je continuerai de côtoyer (en Tunisie peut-être ?!). I would like to thank Rob to be this kind of person to be bond so strongly in a period of time so short, the memories of our parties and discussions were probably the best during the entire PhD. Merci à Valentin, pour avoir été notre souffre douleur puis de nous avoir rejoint parmi « l'élite », courage pour la fin et on se revoit très vite. Merci à Mahdi d'avoir poursuivi mes travaux (on a une belle publi). Et je remercie Léa, Benjamin, Laurent, Magalie, William et Alexandra pour ces beaux souvenirs.

Ensuite, je souhaiterais remercier Youri et Antoine, mes colocataires de Poitiers, d'avoir été des amis constants avec qui je suis content d'être toujours en contact et avec qui, malgré les

Remerciements

distances, nous avons réussi à plusieurs reprises de nous revoir (Promis, Antoine je viendrai à Stuttgart). A présent j'aimerais remercier la clique, le gang, le sang de la veine. Merci à vous les couëronnais, je pourrais rédiger un pavé entier pour chacun d'entre vous (mais vous le savez déjà et vous êtes trop nombreux). Donc merci du fond du cœur (par ordre de préférence, histoire de mettre le bazar) : Victor, Kevin, Jo', Maxime, Gilles, Joris, Amaël, Cédric, Manu, Mélaine, Adrien « Papy », Joy et Marian. Vous êtes avec moi depuis si longtemps que cette thèse n'aurait pas pu être faite sans vous, parce que je n'aurai pas été l'homme capable de ça.

Ensuite, je remercie ma famille proche, mon père, ma sœur et mon frère comme mes oncles, tantes et cousins d'avoir été là pendant toutes ces années. J'espère que cet accomplissement les rend fiers, je l'ai fait aussi pour eux. Je remercie aussi les amis de la famille qui ont été là, je pense à Babeth et au père « Vovoche ». J'aimerais remercier du fond du cœur ma mère, qui j'imagine aurait été fière et qui me manque et manquera éternellement.

Pour finir, je remercie la meilleure de toutes les rencontres. Je remercie mon amour, mon cœur, Angélique. Sans toi, cette thèse aurait pu s'arrêter une bonne vingtaine de fois. Tu as été la seule à me supporter pendant tous les moments de doutes et d'anxiétés. Pour ça, je ne t'en remercierai jamais assez mais je t'aimerai.

Table des matières

Remerciements.....	1
Table des matières.....	5
Glossaire	9
Table des figures.....	13
Table des tableaux.....	20
Introduction générale	23
Chapitre I.Etude bibliographique	27
<i>I. Introduction</i>	<i>27</i>
A. Contexte.....	27
B. Propagation du feu sur un empilement de chemins de câbles horizontaux	30
C. Besoin de modèles d'inflammation et de propagation pour des chemins de câbles	34
<i>II. Etat de l'art sur l'inflammation de câbles électriques et modèles associés.....</i>	<i>34</i>
A. Rappels sur la combustion.....	34
B. Câbles de laboratoire et câbles commerciaux.....	35
C. Critères d'inflammation.....	36
D. Modèles analytiques d'inflammation	39
1. Epaisseur thermique.....	39
2. Modèle de Quintiere.....	40
3. Modèles de Delichatsios	41
4. Modèles de Lamorlette et Candelier	43
E. Influence des conditions opératoires et de la structure des câbles sur l'inflammation ...	44
F. Influence de la composition des gaines sur l'inflammation.....	46
1. Gaine en PVC	46
2. Gainex en polyoléfines	49
<i>III. Etat de l'art sur la propagation du feu et modèles associés</i>	<i>51</i>
A. Définitions et modèles académiques de propagation	51
B. Propagation de flamme sur des câbles électriques	55
<i>IV. Dispositifs d'essais pour étudier l'inflammation et la propagation du front de flamme</i>	<i>58</i>
<i>V. Conclusion</i>	<i>62</i>
Chapitre II. Matériaux et méthodes.....	65
<i>I. Câbles électriques étudiés</i>	<i>65</i>
<i>II. Caractérisations des matériaux.....</i>	<i>69</i>
A. Pycnomètre à hélium	69

Table des matières

B.	Calorimétrie différentielle à balayage (DSC)	69
C.	Xenon Flash Apparatus (XFA)	70
D.	Détermination de la conductivité thermique	71
E.	Analyse thermogravimétrique (ATG)	71
F.	Pyrolysis Combustion Flow Calorimetry (PCFC)	72
III.	<i>Caractérisations de l'inflammation à petite échelle</i>	73
A.	Le cône calorimètre	73
1.	La procédure	73
2.	Caméra infrarouge et température d'inflammation	74
B.	Caractérisation de la morphologie du résidu carboné	75
1.	Formation au cône calorimètre	75
2.	Prises de vues et reconstruction 3D	76
3.	Exploitation du maillage	77
C.	Algorithme d'optimisation de paramètres PSO	78
IV.	<i>Caractérisation de la propagation à petite échelle</i>	79
V.	<i>Caractérisation du feu à moyenne échelle</i>	80
	Chapitre III. Etude de l'inflammation et de la propagation à petite échelle	81
I.	<i>Introduction</i>	81
II.	<i>Inflammation de câbles électriques à petite échelle</i>	82
A.	Modèle d'inflammation	82
B.	Câbles avec une gaine en PE/EVA/ATH	82
C.	Câbles avec une gaine en PVC	83
1.	Propriétés de la gaine externe	83
2.	Délais d'inflammation et application du modèle	84
III.	<i>Limites d'application du modèle d'inflammation de Quintiere</i>	86
A.	Cumul des incertitudes et algorithme PSO	86
B.	Effet du conducteur	87
C.	Effet de la géométrie	89
IV.	<i>Caractérisation du Char</i>	91
A.	Volume du Char à l'inflammation	92
B.	Cinétique de formation du char	94
C.	Paramètres thermophysiques et porosité du char	97
D.	Conclusion	99
V.	<i>Détermination d'une température d'inflammation équivalente</i>	100
A.	Mesure de l'absorptivité des gaines externes	100
B.	Température d'inflammation équivalente	102
VI.	<i>Propagation d'une flamme sur un câble unique</i>	103
VII.	<i>Conclusion</i>	107
	Chapitre IV. Qualification du dispositif CISCCO	109
I.	<i>Introduction</i>	109

Table des matières

<i>II. Dispositif CISCCO</i>	109
A. Présentation générale	109
1. Contexte	109
2. Architecture générale du dispositif	110
3. Les zones d'essais et de repli	110
B. Les panneaux rayonnants	111
1. Emetteurs infrarouges (IR)	111
2. Inclinaison et translation des panneaux rayonnants	113
C. Les zones d'inflammation (ZI) et de propagation (ZP)	114
1. Equipements associés au dispositif CISCCO	115
D. Déroulement d'un essai d'inflammation et de propagation	117
E. Pilotage du dispositif	117
<i>III. Qualification de la métrologie et des panneaux rayonnants</i>	120
A. Objectifs	120
1. Métrologie	120
2. Calibration des panneaux rayonnants	120
3. Qualification de la répartition du flux dans la Zone de Transition	121
B. Réception et système de refroidissement des panneaux rayonnants	121
1. Problématique	121
2. Solution proposée et thermocouples de contrôle	122
3. Résultats du test thermique	124
C. Métrologie	124
1. Fluxmètre radiatif	124
2. Fluxmètre total	125
3. Caméras	126
D. Protocole pour les cartographies	128
1. Plaque de cartographie et points de mesures	128
2. Reconstruction numérique	131
3. Calcul du flux moyen et du coefficient d'homogénéité	132
E. Résultats des cartographies avec les panneaux inférieurs	133
1. Identification des trois zones	133
2. Orientations et positions des panneaux rayonnants	135
3. Amélioration de l'homogénéité	137
4. Cartographie du flux incident avec une différence de flux importante entre les deux zones	140
5. Cartographie du flux incident dans le cas d'un flux homogène sur les deux zones ...	141
F. Résultats des cartographies avec les panneaux supérieurs	142
G. Bilan des cartographies	144
<i>IV. Validation du dispositif expérimental</i>	144
A. Objectifs	144
B. Position de l'arc électrique	145
C. Essais d'inflammation	146
1. Objectifs	146
2. Protocole d'essais	146
3. Résultats et discussion	147

Table des matières

D.	Essais de propagation	149
1.	Objectifs	149
2.	Protocole d'essais et métrologie.....	149
3.	Propagation en régime calculé	152
4.	Propagation en régime régulé	156
E.	Bilan des essais préliminaires.....	161
V.	<i>Conclusion</i>	161
Chapitre V. Etude de l'inflammation et de la propagation à moyenne échelle		163
I.	<i>Introduction</i>	163
II.	<i>Etude multi-échelle de l'inflammation des câbles électriques.....</i>	<i>164</i>
A.	Présentation de la campagne	164
B.	Délai d'inflammation et flux de chaleur incident.....	165
C.	Spectres d'émission et d'absorption	167
1.	Spectres d'absorption (propriétés radiatives des câbles)	167
2.	Spectres d'émission des lampes halogènes	169
3.	Spectres du flux de chaleur absorbé par les câbles	171
D.	Délai d'inflammation et flux de chaleur absorbé	173
E.	Conclusion sur l'étude de l'inflammation de câbles électriques à moyenne échelle	176
III.	<i>Etude de la propagation du feu à moyenne échelle.....</i>	<i>176</i>
A.	Rappel du modèle et paramètres clés	176
B.	Présentation de la campagne	177
C.	Température de préchauffage	180
D.	Passage de la flamme et vitesse de propagation	182
1.	Mesure par thermocouples	182
2.	Mesure par analyse vidéo	185
3.	Comparaison entre les deux méthodes de détection de la position du front de flamme	190
E.	Flux de chaleur émis par la flamme et reçu sur les câbles et longueur d'influence thermique	191
1.	Rappel des définitions.....	191
2.	Flux de chaleur émis par les panneaux rayonnants.....	192
3.	Intervalle d'étude et méthodes utilisées	193
4.	Résultats sur le flux de chaleur et la longueur d'influence	195
F.	Vitesse de propagation et température de préchauffage	195
1.	Résultats expérimentaux et corrélations.....	195
2.	Application du modèle de propagation	199
G.	Conclusion sur l'étude de la propagation de la flamme sur des câbles électriques à moyenne échelle	206
IV.	<i>Conclusion</i>	207
Conclusion générale		209
Références		212

Glossaire

Acronymes

ATG	Analyse ThermoGravimétrique	
ATH	Alumine TriHydratée	
CISCCO	Cable Ignition and Spreading under Controlled COnditions	
CHF	Critical Heat Flux	W/m ²
DSC	Differential Scanning Calorimetry	
ES	Echauffement de la Structure	
EVA	Ethylène-acétate de vinyle	
FLASH-CAT	Flame Spread over Horizontal Cable Trays	
FPA	Fire Propagation Apparatus	
FTIR	Fourier Transform InfraRed spectroscopy	
HRR	Heat Release Rate	W
HRRPUA	Heat Release Rate Per Unite Area	W/m ²
IMT	Institut Mines-Télécom	
IR	Infrarouge	
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire	
LIFT	Lateral Ignition and Flame Test	
NI	National Instrument	
OCDE	Organisation de Coopération et de Développement Économiques	
PCFC	Pyrolysis Combustion Flow Calorimetry	
PE	Polyéthylène	
PMMA	Poly(méthacrylate de méthyle)	
PR	Panneaux rayonnants	
PSO	Particle Swarm Optimization	
PVC	Polychlorure de vinyle	
SDC	Salle de Commande	
TC	Thermocouple	

Glossaire

TG	Température de Gaz	
THE	Très Haute Efficacité	
THR	Total Heat Release	J
TRP	Thermal Response Parameter	
TS	Température de Surface	
TTI	Time To Ignition	s
XFA	Xenon Flash Apparatus	
ZI	Zone d'Inflammation	
ZP	Zone de Propagation	
ZT	Zone de Transition	

Indices

a	Air
e	Extinction
f	Flamme
ig	Ignition ou inflammation
p	Pyrolyse
v	Vaporisation
0	Initial

Lettres grecques

α	Absorptivité thermique	
δ	Epaisseur thermique	m
ε	Emissivité thermique	
ΔH	Chaleur dégagée	J
Δt	Durée du feu	s
λ	Longueur d'onde	m
ν	Taux de carbonnement	
ρ	Masse volumique	kg/m ³

Lettres latines

Acc	Taux d'accroissement du volume du charbonnement	$m^5/s/W$
Bi	Nombre de Biot	
c_p	Capacité calorifique spécifique	$J/kg/K$
D	Diffusivité thermique	m^2/s
D_y	Distance entre les panneaux rayonnants d'une même paire	m
e	Epaisseur	m
F_i	Flux de chaleur incident reconstruit	W/m^2
h	Coefficient de convection	$W/m^2/K$
H	Coefficient d'homogénéité	$\%$
I	Intensité spectrale	
k	Conductivité thermique	$W/m/K$
Kf_i	Coefficient de forme de l'émetteur i	$\%$
Kr	Paramètre correctif	
L_0	Longueur initiale enflammée du chemin de câbles	m
L_a	Largeur de la nappe de câbles	m
L_h	Distance entre les chemins de câbles i	m
m'	Masse linéique	kg/m
m_c''	Masse de combustible par unité de surface	kg/m^2
n_{cables}	Nombre de câble par chemin	
N_{trays}	Nombre de chemins de câbles	
P_i	Puissance électrique de l'émetteur i	W
P_{zone}	Puissance électrique pilotée de la zone (ZI/ZP)	W
$\dot{q}''$	Flux de chaleur incident	W/m^2
$\dot{Q}_{burner}$	Puissance du brûleur	W
$R_{i,e}$	Rapport cyclique de l'émetteur i en entrée de l'automate	$\%$
$R_{i,s}$	Rapport cyclique de l'émetteur i en sortie de l'automate	$\%$
t_{char}	Délai d'apparition du char	s
t_{ig}	Délai d'inflammation	s
$t_{preheat}$	Temps de préchauffage	s

Glossaire

T_{ig}	Température d'inflammation	°C
T_0	Température ambiante	°C
$T_{preheat}$	Température de préchauffage	°C
V	Vitesse de propagation du front de flamme	m/s
V_{char}	Volume du charbonnement	m ³
x	Position	m
Y_p	Taux massique de combustible	

Table des figures

Fig. 1 : Caractérisations multi-échelles des feux de câbles électriques.....	25
Fig. 2 : Centrale de Browns Ferry (gauche) et joint d'étanchéité en polyuréthane qui comble le passage de câbles entre les deux bâtiments (droite).....	28
Fig. 3 : Essais à petite (gauche), moyenne (milieu) et grande (droite) échelle réalisés lors du programme CHRISTIFIRE [5].	29
Fig. 4 : Schématisation d'un exemple d'évolution des surfaces de chemins de câbles enflammées (surfaces en rouge) et brûlées (surfaces en noir) telles que calculées par le modèle FLASH-CAT pour un des essais (MT-17) du programme CHRISTIFIRE [5]. Un brûleur (rectangle blanc), destiné à enflammer les chemins de câbles, est représenté au-dessous du premier chemin de câbles.	32
Fig. 5 : Exemple de résultat obtenu par le modèle FLASH-CAT [5].	33
Fig. 6 : Schéma représentant la rétroaction d'alimentation du feu.	35
Fig. 7 : Schémas d'un câble de laboratoire (gauche) et d'un câble commercial (droite).	35
Fig. 8 : Schéma illustrant les huit critères d'inflammation.	37
Fig. 9 : Profil typique de la mesure de température par un thermocouple lors de l'inflammation [45].	38
Fig. 10 : Températures d'inflammation mesurées lors d'essais au cône calorimètre en fonction de la température critique calculée à partir des essais MCC anaérobie (gauche) et oxygéné (droite) pour plusieurs polymères vierges [46].	38
Fig. 11 : Phénomènes présents lors de l'inflammation d'un solide [50].	40
Fig. 12 : Régimes thermiquement fin, intermédiaire et épais en fonction de l'épaisseur et du flux de chaleur incident adimensionné [52].	42
Fig. 13 : Cartographie des régimes d'inflammation définis par Lamorlette et Candelier pour des géométries planes [53].	43
Fig. 14 : Illustration des modes de chauffage de la gaine plastique d'un câble par échauffement externe (a), échauffement externe de l'âme du câble (b) et par effet Joule (c) [32].	45
Fig. 15 : Arrangement serré sur une couche des essais au cône calorimètre [58].	46
Fig. 16 : Modèle de pyrolyse de câbles PVC [66].	48
Fig. 17 : Délai d'inflammation théorique en fonction du flux de chaleur incident fixe pour des taux de charbonnement de 20 % (a), 30 % (b), 40 % (c) et 50 % (d) [37].	49
Fig. 18 : L'inverse de la racine carrée du délai d'inflammation en fonction du flux incident du matériau EVA pur et de EVA/ATH [79].	51
Fig. 19 : Description physique de la propagation de la flamme par De Ris [85].	52
Fig. 20 : Modèle de propagation de la flamme par Quintiere [86]. La température initiale T_0 est écrite sous la forme T_∞ dans l'article.....	53
Fig. 21 : Schéma des transferts de chaleurs ayant lieu lors de la propagation horizontale [89].	56
Fig. 22 : Processus de propagation de la flamme pour un câble de laboratoire (haut) et un câble commercial formulé (bas) [92].	57

Table des figures

Fig. 23 : Propagation de la flamme au-dessus de deux câbles électriques formulés avec des retardateurs de flammes [92].	58
Fig. 24 : Schéma du dispositif FPA de l'INERIS [95].	59
Fig. 25 : Calibration et cartographie du flux de chaleur incident sur la longueur du LIFT [99].	60
Fig. 26 : Photographies d'un essai LIFT avec un éclairage blanc standard (A) et à spectre étroit (B) [99].	61
Fig. 27 : Illustration d'un cône calorimètre (a), du dispositif moyenne échelle (b) et du test CPR (c) [20].	61
Fig. 28 : Description du dispositif de propagation du feu en position horizontal et vertical [100].	62
Fig. 29 : Capacité calorifique spécifique mesurée par DSC.	70
Fig. 30 : Résultats d'un essai au XFA de la diffusion de la chaleur	71
Fig. 31 : Principe de fonctionnement d'un PCFC	72
Fig. 32 : Essai au cône calorimètre.	73
Fig. 33 : Disposition d'un échantillon de câble selon la norme ISO 5660 (gauche) et la configuration étudiée dans le cadre de cette thèse (droite).	74
Fig. 34 : Mesure par la caméra infrarouge lors d'un essai au cône calorimètre.	75
Fig. 35 : Schéma en perspective du support du cône calorimètre et deux sections de câbles du point de vue de la caméra thermique avec la zone de mesure (pointillé rouge).	75
Fig. 36 : Prises de vues de l'objet à reconstruire.	76
Fig. 37 : Maillages d'un char reconstruit monochrome (gauche) et texturé (droite).	77
Fig. 38 : Maillage de reconstruction de char avec section de câble.	77
Fig. 39 : Captures d'écran du logiciel CloudCompare du maillage (gauche) et du champ de hauteurs relatives des points du nuage (droite).	77
Fig. 40 : Essai de propagation horizontale avec préchauffage par épiradiateur.	80
Fig. 41 : Délai d'inflammation des câbles PE Bleu 1 et PE Gris issu des travaux de Meinier et al. [33]. Points : données expérimentales ; Lignes : modèle d'inflammation de Quintiere [50].	83
Fig. 42 : Analyses thermogravimétriques des câbles PVC étudiés.	84
Fig. 43 : Délai d'inflammation pour les câbles PVC Noir, PVC Blanc, PVC Gris et PVC Bleu. Points : données expérimentales ; Lignes : modèle de Quintiere.	85
Fig. 44 : Photographie à l'inflammation du câble PVC Blanc exposé à un flux de 25 kW/m ² et qui présente un développement important de char intumescent.	86
Fig. 45 : Optimisation des paramètres appliqués au modèle par algorithme PSO.	87
Fig. 46 : Câbles PVC Blanc (gauche) et PE Bleu 1 (droite).	88
Fig. 47 : Câble PVC Blanc avec (gauche) et sans (droite) cuivre.	88
Fig. 48 : Sections des câbles PE Bleu 1 (gauche) et PE Bleu 2 (droite).	89
Fig. 49 : Courbes d'ATG des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2.	90
Fig. 50 : Courbes HRR mesurées au PCFC des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2.	90
Fig. 51 : Délai d'inflammation des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2. Points : données expérimentales ; Lignes : modèle de Quintiere [50].	91
Fig. 52 : Char intumescent se formant sur le câble PVC Blanc avant l'inflammation.	92

Table des figures

Fig. 53 : Aspect du câble PVC Noir 10s avant l'inflammation.	93
Fig. 54 : Délai entre l'apparition du char et l'inflammation en fonction de l'irradiance.	93
Fig. 55 : Volume du Char à l'inflammation en fonction du flux de chaleur incident.	94
Fig. 56 : Evolution du char dans le temps avant l'inflammation sur le câble PVC Blanc à 25 kW/m ²	94
Fig. 57 : Volume du char du câble PVC Blanc en fonction du temps pour plusieurs irradiances.	95
Fig. 58 : Accroissement du volume du char du câble PVC Blanc en fonction de l'irradiance.	96
Fig. 59 : Paramètre correctif Kr en fonction du taux d'accroissement du Char.	97
Fig. 60 : Char sous forme extraite du câble (gauche) et en poudre (droite).	97
Fig. 61 : Porosité moyenne du Char en fonction du temps du câble PVC Blanc à 25 kW/m ²	99
Fig. 62 : Spectres d'absorption des gaines externes des câbles PVC.	101
Fig. 63 : Température équivalente en fonction du volume du char à l'inflammation pour une irradiance de 25 et 35 kW/m ²	102
Fig. 64 : Délais d'inflammation en fonction de l'irradiance pour les câbles PVC tels que mesuré et calculé avec le modèle considérant une température d'inflammation équivalente de 329 °C.	103
Fig. 65 : Observation par caméra IR (gauche) et caméra classique (droite) de la propagation horizontale avec préchauffage par épiradiateur.	104
Fig. 66 : Evolution temporelle du front de flamme pour le câble PE Bleu 1 à différentes températures de préchauffage.	105
Fig. 67 : Evolution temporelle du front de flamme pour le câble PVC Beige à différentes températures de préchauffage.	105
Fig. 68 : Description des 3 phases de propagation sur le câble PE Bleu 1 ; A : Préchauffage ; B : Propagation ; C : Stabilisation.	106
Fig. 69 : Essai de propagation du câble PVC Beige avec régression linéaire.	107
Fig. 70 : Schéma de l'architecture générale du dispositif CISCCO.	110
Fig. 71 : Vue en coupe de la zone d'essais avec les panneaux rayonnants et de la zone de repli.	111
Fig. 72 : Panneau rayonnant avec les deux parties et ses douze émetteurs IR situés derrières des vitres Neoceram.	112
Fig. 73 : Distribution spectrale de l'intensité de l'émission radiative de deux lampes IR sans vitre protectrice utilisées dans CISCCO.	113
Fig. 74 : Vue en coupe d'un panneau rayonnant illustrant la circulation interne d'air (les flèches bleues représentent l'air frais et celles en rouge l'air chaud).	113
Fig. 75 : Déplacements possibles des panneaux rayonnants. a. Translations selon les axes Y et Z (uniquement pour les panneaux supérieurs). b. Rotation de chacun des panneaux selon l'axe Z.	114
Fig. 76 : Vue du dessus avec les panneaux rayonnants inférieurs en fonctionnement.	115
Fig. 77 : Photographie de l'ensemble du dispositif CISCCO.	116
Fig. 78 : Schéma fonctionnel du dispositif CISCCO.	116
Fig. 79 : Exemple d'écran de l'interface homme/machine permettant de piloter le dispositif CISCCO.	118

Table des figures

Fig. 80 : Illustration du profil du flux de chaleur sur toute la longueur des câbles par une fonction sigmoïde pour des flux incidents imposés de 50 et 25 kW/m ² sur les ZI et ZP, respectivement.	121
Fig. 81 : Installations des gaines flexibles sur les panneaux inférieurs (a) et du plénum sur les panneaux supérieurs (b).	122
Fig. 82 : Schéma de la face arrière d'un panneau rayonnant montrant l'emplacement des thermocouples pour le contrôle du système de refroidissement.	123
Fig. 83 : Fluxmètre radiatif MEDTHERM 64EP-2-21495T avec la cavité ouverte.	125
Fig. 84 : Irradiance avec et sans la présence de l'azote sur la mesure du fluxmètre radiatif (en bleu) et la droite X = Y (en rouge).	125
Fig. 85 : Flux de chaleur incidents mesurés par les fluxmètres radiatif et total en fonction de la puissance électrique des panneaux rayonnants.	126
Fig. 86 : Captures de la « Caméra ZP » (a) et de la « Caméra ZI » (b) au cours d'un essai avec les panneaux supérieurs activés.	127
Fig. 87 : Captures des caméras « CISCCO Side » (haut) et « CISCCO Top » (bas) lors d'un essai.	128
Fig. 88 : Schéma côté de la plaque de cartographie avec les vingt emplacements pour le fluxmètre.	129
Fig. 89 : Ensemble des points de mesure du flux incident des deux positions de plaque pour réaliser une cartographie complète des flux de chaleur.	130
Fig. 90 : Vue de dessus (a) et de dessous (b) du fluxmètre et de la plaque de cartographie pour la caractérisation des panneaux rayonnants inférieurs.	130
Fig. 91 : Vue du dessus (a) et du dessous (b) du fluxmètre, de la plaque de cartographie et du support métallique pour la caractérisation des panneaux rayonnants supérieurs.	131
Fig. 92 : Cartographie du flux de chaleur incident sur toute la surface du dispositif.	132
Fig. 93 : Largeurs de la zone exposée considérées pour le calcul du flux de chaleur moyen et de l'écart-type de sa distribution.	132
Fig. 94 : Cartographie du flux incident avec les panneaux inférieurs à pleine puissance.	134
Fig. 95 : Profils longitudinaux du flux de chaleur incident pour une puissance maximale des émetteurs IR en ZI (57 kW/m ²) et ZP (23 kW/m ²).	135
Fig. 96 : 1 ^{ère} cartographie du flux incident avec panneaux inférieurs à puissance maximale en ZP.	136
Fig. 97 : Cartographie des flux de chaleur incidents avec la configuration optimale des panneaux rayonnants inférieurs ($D_y = 30$ cm et $\alpha = 55^\circ$) pour des consignes maximales de puissance.	137
Fig. 98 : Identification des lampes des panneaux inférieurs.	137
Fig. 99 : Cartographies unitaires de la Zone Inflammation.	138
Fig. 100 : Mise en plaque de la plaque d'homogénéité sans (a) et avec (b) la présence des fluxmètres.	139
Fig. 101 : Cartographie de la configuration avec homogénéité en ZI.	140
Fig. 102 : Cartographie du flux incident en situation d'inflammation dans le cas d'un écart de 40 kW/m ² entre les zones.	141
Fig. 103 : Profils du flux incident dans le cas d'un écart de 40 kW/m ² entre les ZI et ZP.	141
Fig. 104 : Cartographie du flux incident en situation de préchauffage ou de propagation.	142
Fig. 105 : Profils du flux incident en situation de préchauffage ou propagation.	142

Table des figures

Fig. 106 : Cartographies des panneaux rayonnants supérieurs avec les deux zones à 88, 44 puis 22 % de puissance électrique maximale.	143
Fig. 107 : Vue de côté du chemin de câbles avec la position de l'arc électrique à environ 5 cm de la surface des câbles.	145
Fig. 108 : Nappe de câbles (20 x 35 cm ²) pour les essais préliminaires d'inflammation dans le dispositif CISCCO avec les panneaux rayonnants inférieurs dans la zone d'essais.	146
Fig. 109 : Positions des thermocouples (TC) pour les essais d'inflammation.	147
Fig. 110 : Profils de température mesurés avec les deux thermocouples gaz et câble.	147
Fig. 111 : Délai d'inflammation du câble PVC Noir au cône calorimètre (petite échelle) et sur le dispositif CISCCO (moyenne échelle). Les barres d'erreurs du délai d'inflammation sont de la taille des points.	148
Fig. 112 : Profils de températures des consignes sur chaque zone.	150
Fig. 113 : Mise en place des thermocouples (a) et du fluxmètre au bout du chemin de câbles (b).	151
Fig. 114 : Profils des températures mesurées dans la gaine pendant la phase de préchauffage (a) et dans les gaz pendant les phases d'inflammation et de propagation (b).	152
Fig. 115 : Réponse du fluxmètre sans (a) et avec zoom (b) sur le pic à l'arrivée de la flamme à proximité du fluxmètre au cours d'un essai en régime calculé.	152
Fig. 116 : Chemin de câbles après un essai non satisfaisant de propagation réalisé avec les panneaux inférieurs.	153
Fig. 117 : Effet de l'échauffement de la structure sur le flux de chaleur incident.	155
Fig. 118 : Températures mesurées à différents points lors de la phase de préchauffage.	157
Fig. 119 : Consigne de la température et température moyennée lors de la phase de préchauffage.	157
Fig. 120 : Flux de chaleur incident mesuré lors de la phase de préchauffage.	157
Fig. 121 : Position du front de flamme lors de sa propagation le long du chemin de câbles PE Gris pour deux essais réalisés avec une température de préchauffage de 325 °C.	158
Fig. 122 : Profils du flux de chaleur incident (a), de la température dans la gaine à la fin du préchauffage et de la vitesse instantanée (b) en fonction de la position X.	159
Fig. 123 : Vue du dessus d'une nappe de câbles PE Gris en fin de préchauffage (à 325 °C) avec les déchirements de la gaine externe (encadrés rouges).	159
Fig. 124 : Profil du passage de la flamme entre 60 et 100 cm sur un câble PE Bleu 1 avec tous les panneaux et une température de consigne de 325 °C.	160
Fig. 125 : Vue de dessus des câbles électriques de PE Gris avant un essai d'inflammation sur le dispositif CISCCO.	164
Fig. 126 : Délais d'inflammation en fonction du flux de chaleur incident mesurés au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO pour les câbles PVC Noir (figure supérieure), PE Gris (figure centrale) et PE Bleu 1 (figure inférieure).	166
Fig. 127 : Absorption déterminée pour chaque mesure pour le câble PVC Noir.	168
Fig. 128 : Spectres d'absorption reconstruits des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu en fonction de la longueur d'onde.	169
Fig. 129 : Mesure du spectre d'émission des lampes IR par le LEMTA (Université de Lorraine). Le flux émis par le panneau rayonnant atteint l'orifice (face avant du dispositif, photo de gauche) de la sphère intégrante (photo de droite). Puis, le flux est intégralement redirigé dans la sphère pour être mesuré par le spectromètre.	170

Table des figures

Fig. 130 : Spectres d'émission des lampes halogènes présentes dans le dispositif CISCCO en fonction de la longueur d'onde et pour plusieurs paliers de puissance.	170
Fig. 131 : Spectres du flux émis par le dispositif CISCCO et des flux absorbés correspondants par les gaines des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu.....	171
Fig. 132 : Spectres du flux émis par le cône radiant et des flux absorbés correspondants par les gaines des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu.....	172
Fig. 133 : Délai d'inflammation en fonction du flux absorbé au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO avec application du modèle de Quintiere pour les câbles PVC Noir (figure supérieure), PE Gris (les deux figures médianes dont la seconde est un zoom de la première) et PE Bleu 1 (figure inférieure).....	175
Fig. 134 : Chemins contenant des câbles PE Gris (photo de gauche), PE Bleu (photo du milieu) et PVC Blanc (droite) utilisés lors de la seconde campagne expérimentale.....	178
Fig. 135 : Mise en place des thermocouples le long du chemin de câbles (a) et du fluxmètre de type GARDON à l'extrémité du chemin de câbles (b).....	179
Fig. 136 : Schéma de la vue du dessus du chemin de câbles avec les positions de la métrologie pour les essais sans (haut) et avec (bas) fluxmètre. Le grillage grisé représente le Cablofil qui soutient la nappe de câbles.	180
Fig. 137 : Tous les profils des températures mesurées par les thermocouples TS.	181
Fig. 138 : Méthodes de détection du passage de la flamme.....	183
Fig. 139 : Profils de détection de la flamme par les thermocouples TG avec les deux méthodes.....	184
Fig. 140 : Régression linéaire des points de détection du passage de la flamme.....	185
Fig. 141 : Captures de la « Caméra ZI » (a) et de la caméra « Caméra ZP » (b).	186
Fig. 142 : Captures et profils d'intensité lumineuse des quatre étapes de la détection du front de flamme : L'image initiale (a), la différence d'image (b), la différence d'image filtrée (c) et la différence d'image filtrée et contrastée (d).....	188
Fig. 143 : Image initiale avec la détection du front de flamme (trait vert vertical).	188
Fig. 144 : Exemple de détection de la position du front de flamme et sa moyenne mobile en fonction du temps pour une vidéo analysée.....	189
Fig. 145 : Profils de la position du front de flamme détecté par les deux caméras (figure supérieure) et profil reconstruit (figure inférieure).	190
Fig. 146 : Points de détection du passage de la flamme par les thermocouples avec les deux méthodes et profil du front de flamme détecté par l'analyse vidéo.	191
Fig. 147 : Schéma du modèle de propagation [50].	191
Fig. 148 : Flux de chaleur total (contribution des panneaux et du front de flamme) mesuré par le fluxmètre (graphe supérieur) et le flux de chaleur émis par la flamme (graphe inférieur).....	193
Fig. 149 : Domaine d'étude du calcul du flux de flamme et de la longueur d'influence de la flamme.	194
Fig. 150 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PVC Blanc (figure supérieure) et le câble PE Bleu 1 (figures médiane et inférieure, la seconde est un zoom de la première). Points : Données expérimentales ; Courbe en pointillé : Corrélation.....	197
Fig. 151 : Passage du front de flamme et modélisation des deux régimes de propagation par régressions linéaires.	199
Fig. 152 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PVC Blanc.	200

Table des figures

Fig. 153 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PE Bleu 1 avec tous les points représentés (haut) et seulement avec les points à faibles vitesses (bas).....	201
Fig. 154 : Courbes d'ATG des échantillons de câbles préchauffés pour la masse (supérieur) et la dérivée de la masse (inférieur).....	203
Fig. 155 : Capture issue d'une vidéo enregistrée lors d'un essai avec l'apparition d'un second front de flamme.	204
Fig. 156 : Puissance dégagée par le câble PE Bleu 1 au cône calorimètre avec les deux pics de débit calorifique [33].	205
Fig. 157 : Flux de chaleur émis par la flamme et reçu par les câbles avec les deux pics correspondants aux deux fronts de propagation.	205
Fig. 158 : Chemins de câbles de PE Bleu 1 avec une largeur de nappe de 20 cm avant (photo supérieure) et pendant (capture inférieure) l'essai.....	207

Table des tableaux

Tableau 1 : Modèles adimensionnées de Lamorlette et Candelier.	43
Tableau 2 : Câbles avec une gaine externe en PE/EVA.....	66
Tableau 3 : Câbles avec une gaine externe en PVC (1/2)	67
Tableau 4 : Câbles avec une gaine externe en PVC (2/2)	68
Tableau 5 : Paramètres thermophysiques et température d'inflammation des câbles dont la gaine externe est composée de PE/EVA/ATH.....	82
Tableau 6 : Paramètres thermophysiques et d'inflammation des câbles PVC.	84
Tableau 7 : Effet de la présence du conducteur sur le délai d'inflammation.	89
Tableau 8 : Taux d'accroissement et paramètres correctifs K_r à appliquer pour les câbles PVC.	96
Tableau 9 : Paramètres thermophysiques de la poudre de char du câble PVC Blanc soumis à un flux de 25 kW/m^2	98
Tableau 10 : Absorptivité totale des câbles PVC calculée pour différentes irradiances au cône calorimètre.	101
Tableau 11 : Synthèse des températures d'inflammation mesurées et équivalentes des câbles PVC.....	102
Tableau 12 : Configurations des essais de propagation à petite échelle.	104
Tableau 13 : Résultats des vitesses de propagation horizontale le long d'un câble PE Bleu 1.....	106
Tableau 14 : Résultats des vitesses de propagation horizontale le long d'un câble PVC Beige.....	107
Tableau 15 : Températures extrapolées à dix minutes de l'air admis et extrait à pleine puissance.	124
Tableau 16 : Configurations des panneaux étudiées et résultats.	136
Tableau 17 : Liste des coefficients K_{fi} déterminée.....	139
Tableau 18 : Résultats avec et sans optimisation de l'homogénéité.	140
Tableau 19 : Flux de chaleur moyens et coefficient d'homogénéité (H) dans le cas d'un écart de 40 kW/m^2 entre les ZI et ZP.....	141
Tableau 20 : Flux moyens et coefficients d'homogénéité H en situation de préchauffage ou propagation.....	142
Tableau 21 : Flux moyens et coefficient d'homogénéité (H) issus des cartographies réalisées avec les panneaux supérieurs.	144
Tableau 22 : Exemples de Recette d'Essai pour les trois modes de fonctionnement.	150
Tableau 23 : Synthèse des essais d'inflammation et de propagation réalisés avec les panneaux supérieurs.....	154
Tableau 24 : Résultats de l'effet de l'échauffement de la structure sur le flux incident.	155
Tableau 25 : Température de préchauffage et flux incident initial pour le câble PE Gris.	156
Tableau 26 : Résultats des essais avec tous les panneaux, le câble PE Bleu 1 et une température de consigne de 350 °C	161
Tableau 27 : Température du cône choisie pour le calcul de l'émissivité.....	172

Table des tableaux

Tableau 28 : Coefficients d'absorption calculés sur le dispositif CISCCO.	173
Tableau 29 : Coefficients d'absorption calculés au cône calorimètre.	173
Tableau 30 : Paramètres thermophysiques et températures d'inflammation des gaines externes des câbles étudiés.	177
Tableau 31 : Consignes des essais pour la seconde campagne sur le dispositif CISCCO.	180
Tableau 32 : Résultats du flux de chaleur émis par la flamme arrivant sur le chemin de câbles et de la longueur d'influence de la flamme pour les câbles PE Bleu 1 et PVC Blanc avec les deux méthodes proposées.	195
Tableau 33 : Constantes déterminées des corrélations donnant la vitesse de propagation du front de flamme en fonction de la température de préchauffage des câbles.	198
Tableau 34 : Vitesse de propagation déterminée en fonction du domaine d'étude choisi pour les hautes températures de préchauffage.	199
Tableau 35 : Echantillons de câble PE Bleu 1 préchauffés pour analyses.	202
Tableau 36 : Résultat préliminaire de l'effet de la largeur sur la vitesse de propagation de la flamme.	207

Introduction générale

Les câbles électriques constituent l'un des principaux risques d'incendie identifiés sur les installations nucléaires. Plusieurs centaines de kilomètres de câbles électriques peuvent être présents dans ces installations, à l'instar de toutes autres installations industrielles. Les câbles sont en particulier contenus dans les équipements électriques (armoires électriques, tableaux de contrôle commande...) et disposés dans les multiples chemins de câbles qui connectent ces éléments. Les équipements et câbles électriques représentent une source potentielle d'incendie puisqu'ils contiennent à la fois des matériaux combustibles et des circuits électriques alimentés. Ces circuits peuvent subir des dysfonctionnements électriques tels que l'apparition d'un court-circuit, d'une surchauffe ou d'un arc électrique [1]. Ces événements vont conduire à enflammer en premier lieu les matières plastiques des câbles électriques, qui constituent la plus importante masse combustible répertoriée sur les installations. Un grave incendie de feu de chemins de câbles électriques s'est produit à la centrale nucléaire de Browns Ferry en 1975 [2]. Plus de 1600 câbles électriques ont été endommagés par le feu qui a causé des courts-circuits entre les conducteurs alimentés. Ces dysfonctionnements ont conduit à la perte du système de refroidissement d'urgence du cœur du réacteur de l'unité n°1. Depuis, de nombreux efforts ont été réalisés pour limiter le nombre de feux de câbles électriques comme l'utilisation croissante des retardateurs de flamme [3] ou des barrières anti-propagation mises en place sur les chemins de câbles électriques. Néanmoins, malgré tous ces efforts, 70 incendies impliquant des câbles électriques ont été répertoriés dans la base de données de l'OCDE « FIRE » entre la fin des années 1980 et 2014 [4]. Les câbles électriques constituent toujours l'un des principaux risques d'incendie identifié dans le secteur nucléaire.

Les analyses de sûreté incendie qui sont réalisées dans les installations nucléaires doivent s'appuyer sur des outils capables de prédire la propagation du feu sur des chemins de câbles électriques et la puissance du feu résultante. Ces évaluations permettront d'estimer les dommages du feu sur la fonctionnalité des équipements à proximité et qui sont importants pour la sûreté des installations. Les outils utilisés peuvent être simplifiés ou avancés. En effet, compte tenu du nombre important de locaux dans les installations nucléaires, les outils simplifiés peuvent être utilisés pour une première et rapide évaluation de la puissance du feu des ensembles de chemins de câbles électriques (méthode dite de « screening »). En revanche, les outils avancés peuvent être appliqués à des zones de locaux présentant un risque incendie avéré, mis en évidence par les premiers calculs, pour fournir une description plus détaillée de la propagation du feu (méthode dite « approfondie »). Les objectifs de cette thèse sont de contribuer aux efforts de

développement et de validation d'un outil simplifié de propagation du feu sur un ensemble de chemins de câbles électriques horizontaux.

Des études préalables [5,6] ont montré que la prédiction de la propagation du feu par un outil simplifié s'appuyait notamment sur la connaissance du délai d'inflammation des chemins de câbles et de la vitesse de propagation horizontale des flammes le long de ces derniers. Des modèles reliant ces grandeurs aux paramètres thermiques de la configuration et des câbles (flux de chaleur reçus, température initiale, température d'inflammation, propriétés thermophysiques) ont été proposés par la communauté internationale pour des matériaux académiques (i.e. homogènes et possédant une géométrie simple) à petite échelle.

De nombreux types de câbles électriques ont été installés dans les installations nucléaires. Deux d'entre eux, fréquemment rencontrés sur les installations, ont été particulièrement utilisés lors d'essais à grande échelle (calorimètre à grande échelle) réalisés dans le cadre des récents et importants programmes internationaux CHRISTIFIRE [5] et OCDE PRISME2 [7]. Le premier type de câble est caractéristique de ceux des premières générations installées sur les centrales nucléaires. Les gaines de cette première catégorie contiennent principalement du PVC (polychlorure de vinyle). Le deuxième type fait partie des générations de câbles les plus récentes qui équipent les installations et ses gaines contiennent principalement un mélange de polymères de EVA (éthylène-acétate de vinyle) et de PE (poly(éthylène)) et un retardateur de flamme minéral ATH (alumine trihydratée). Ces travaux ont donc considéré plusieurs câbles électriques, présents sur les installations nucléaires, et qui appartiennent à l'une des deux catégories des câbles dont les gaines contiennent soit du PVC soit un mélange PE-EVA/ATH.

La démarche adoptée lors de cette thèse s'inscrit dans une approche progressive et multi-échelle (Fig. 1) d'études de modèles d'inflammation et de propagation du feu pour des câbles électriques.

La première étape de cette thèse (Chapitre I) a consisté à réaliser une étude bibliographique pour identifier les modèles d'inflammation et de propagation susceptibles d'être étudiés pour des câbles électriques à petite et moyenne échelle.

Le premier objectif de ces travaux était d'étudier les modèles retenus en premier lieu à petite échelle pour les deux types de câbles électriques considérés lors de cette thèse. Les matériaux de ces câbles ont été pleinement caractérisés à l'aide des méthodes détaillées dans le Chapitre II. Dans le Chapitre III, l'étude de l'inflammation des échantillons des câbles électriques a été réalisée avec le cône calorimètre. Ces travaux ont également concerné la caractérisation approfondie de la morphologie du résidu carboné, nommé char, formé lors de la décomposition des câbles en PVC. Enfin, quelques essais de propagation ont été réalisés sur les deux catégories de câbles.

Le 2^{ème} objectif de ces recherches était d'investiguer les modèles d'inflammation et de propagation pour des câbles électriques disposés sur un chemin de câbles électriques réel

et horizontal. A cet effet, le dispositif CISCCO (*Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions*) a été développé (Chapitre IV) afin de caractériser l'inflammation et la propagation de flammes le long du chemin de câbles et de constituer une base de données pour la validation des modèles d'inflammation et de propagation du feu (Chapitre V). La conception du dispositif CISCCO a été guidée par la maîtrise des conditions limites (flux de chaleur) imposées sur les zones d'inflammations et de propagation du chemin de câbles réel. De plus, les flux de chaleur imposés devaient être représentatifs de ceux rayonnés par des chemins de câbles enflammés environnants. Ces exigences ont permis de contrôler la répétabilité et la représentativité des essais afin d'offrir un cadre propice à la validation des modèles d'inflammation et de propagation du feu le long d'un chemin de câbles électriques horizontal.

A la suite de cette thèse, les modèles d'inflammation et de propagation seront implémentés dans les logiciels de simulation incendie de l'IRSN¹ pour la simulation de la propagation du feu sur des ensembles de chemins de câbles électriques horizontaux.

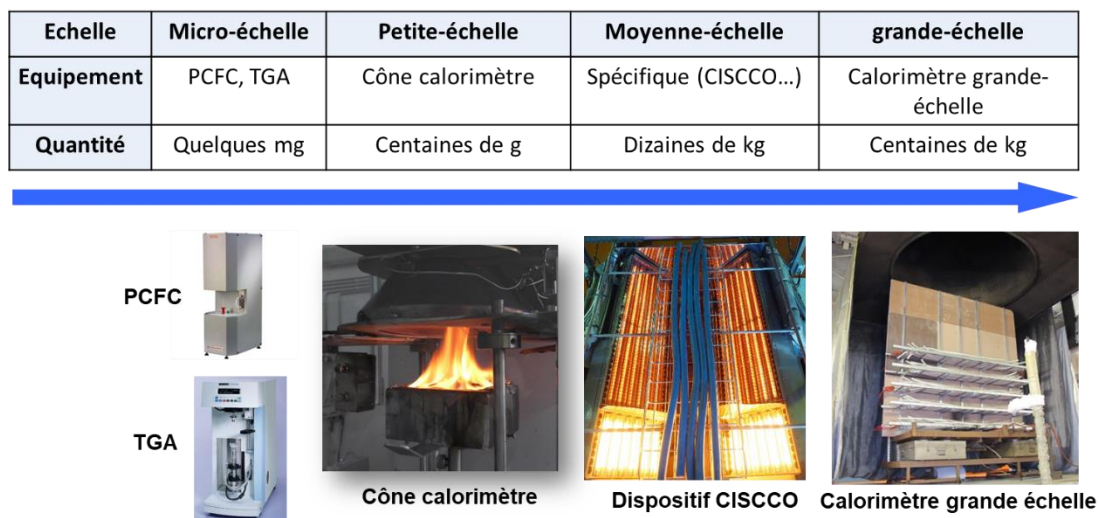


Fig. 1 : Caractérisations multi-échelles des feux de câbles électriques.

¹ SYLVIA (code à zones) et CALIF³S/ISIS (outil CFD).

Chapitre I.

Etude bibliographique

I. Introduction

A. Contexte

Les installations nucléaires peuvent contenir plusieurs centaines de kilomètres de câbles électriques qui cheminent le long de chemins de câbles. Ces derniers regroupent ainsi la plus importante masse de combustible rencontrée sur ces installations. Les câbles électriques constituent ainsi l'un des principaux risques d'incendie identifié dans le secteur nucléaire mais aussi dans d'autres domaines industriels. Un important incendie impliquant des chemins de câbles électriques s'est produit le 22 mars 1975 dans la centrale nucléaire de Browns Ferry (US-AL) (Fig. 2). Après le remplacement de câbles électriques dans une traversée entre le bâtiment du réacteur et la salle d'acheminement des câbles, des tests d'étanchéité ont été réalisés [2]. Ces tests consistaient à détecter à l'aide d'une bougie d'éventuels courants d'air traversant le passage de câbles et dont l'entrée avait été calfeutrée par un joint d'étanchéité en polyuréthane (Fig. 2). Ce matériau inflammable avait été mis en place provisoirement sans sa protection anti-incendie. Rapidement après le début des tests, la bougie enflamma le matériau en polyuréthane et le feu se propagea à travers le passage de câbles jusqu'au bâtiment réacteur, ce qui provoqua un important incendie de chemins de câbles électriques dans ce bâtiment. Plus de 1600 câbles électriques ont été endommagés lors de cet incendie [8].



Fig. 2 : Centrale de Browns Ferry (gauche) et joint d'étanchéité en polyuréthane qui comble le passage de câbles entre les deux bâtiments (droite).

Depuis, de nombreux efforts ont été réalisés pour limiter le nombre de feux de câbles électriques comme l'utilisation croissante de retardateurs de flamme [3] ou de barrières anti-propagation mises en place sur les chemins de câbles électriques. Par ailleurs, les exigences liées aux normes de classification des câbles électriques vis-à-vis du comportement au feu se sont notablement renforcées. On peut citer par exemple l'émergence des « Euroclasses » qui visent à classer dans le contexte européen les performances au feu de matériaux combustibles [9] et des câbles électriques en particulier. De plus, il existe également, pour plusieurs pays, des normes spécifiques aux câbles électriques qui sont utilisés dans les installations nucléaires. En France, cette classification se dénomme le RCC-E (Règle de Conception et de Construction – matériel Electrique) et groupe les câbles dans deux catégories : K1 et K3 [10]. Les performances au feu de ces deux types de câbles (propagation du feu et production de fumées toxiques) sont semblables. Cependant, les câbles électriques classés K1, par rapport à ceux classés K3, doivent continuer à fonctionner même lors d'une situation accidentelle [11]. Néanmoins, malgré tous ces efforts, 70 incendies impliquant des câbles électriques ont été répertoriés dans la base de données de l'OCDE « FIRE » entre la fin des années 1980 et 2014 [4]. Ces événements ont conduit à développer des programmes de recherche sur les feux de câbles afin de mieux comprendre leur occurrence et notamment de quantifier la puissance du feu résultante.

Les premiers programmes de recherche importants ont été réalisés à partir des années 1980 et ont permis de quantifier la puissance thermique dégagée par l'incendie de plusieurs chemins de câbles électriques pour des configurations réalistes rencontrées sur les installations nucléaires [12–15]. Cependant, seuls quelques paramètres qui impactent la sévérité du feu ont été abordés lors de ces études. Des investigations plus récentes et plus larges ont été conduites dans le cadre des programmes FIPEC [16], CHRISTIFIRE

[5] et OCDE PRISME2 [7]. Ces programmes ont mis en œuvre des essais bien instrumentés et qui ont couvert des caractérisations du comportement au feu de câbles électriques de la petite à la grande échelle. La Fig. 3 illustre les différentes échelles considérées dans le cadre du programme CHRISTIFIRE [5] qui vont du cône calorimètre (petite échelle) aux essais de feux de multiples chemins de câbles (grande échelle) en passant par le chemin de câbles avec panneaux rayonnants (moyenne échelle). Les essais à grande échelle ont en particulier permis d'étudier une grande variété de configurations de chemins de câbles. En revanche, les caractérisations à petite échelle réalisées par exemple avec le microcalorimètre de combustion (ou pyrolysis combustion flow calorimeter, PCFC) ou le cône calorimètre ont permis de collecter les données élémentaires relatives aux câbles électriques et qui alimentent les modèles. Des essais peuvent être réalisés à moyenne échelle comme avec l'exemple du chemin de câbles placé sous des panneaux rayonnants (Fig. 3) afin de mesurer la puissance du feu résultante.



Fig. 3 : Essais à petite (gauche), moyenne (milieu) et grande (droite) échelle réalisés lors du programme CHRISTIFIRE [5].

De plus, alors que tous les essais grande échelle du programme CHRISTIFIRE [5] ont été réalisés en milieu ouvert, certaines campagnes d'essais du projet PRISME-2 [7,17] ont été effectuées en milieu confiné et mécaniquement ventilé. Les autres campagnes d'essais, de ce programme placé sous l'égide de l'Organisation de Coopération et de Développement Economique (OCDE), et mené par l'IRSN, ont permis de compléter les résultats obtenus lors du programme CHRISTIFIRE. Les essais du programme PRISME2 ont donc permis d'étudier l'impact d'un environnement confiné et ventilé ainsi que la présence d'un mur support sur la propagation du feu sur des chemins de câbles horizontaux [7,17,18].

On peut également noter que certains programmes d'envergure sur les feux de câbles comme le projet FIPEC ont eu également pour objectif d'améliorer l'essai normalisé IEC 60332-3 [19], ou que d'autres travaux [20–23] se sont intéressés aux liens potentiels entre les essais normalisés. Ces dernières études ont en effet permis de comparer la puissance du feu de câbles électriques à petite échelle avec celle obtenue lors de l'essai normatif EN 50399 (chemin de câbles en position verticale contenant une nappe de câbles groupés). Une corrélation linéaire a été déterminée entre les puissances maximales mesurées aux deux échelles mais uniquement pour les câbles qui satisfaisaient les tests normatifs à

petite et grande échelle (i.e., avec un pic de puissance à grande échelle inférieur à 100 kW/m²). Plus tard, Gallo *et al.* ont également étudié les liens entre les puissances dégagées à petite et grande échelle [20]. Lors de cette étude, l'énergie totale dégagée, la puissance maximale et la vitesse de propagation du feu ont été calculées pour plusieurs configurations. Il a été montré qu'il était possible de prédire la puissance maximale dégagée ou l'énergie totale libérée sur d'autres configurations à partir des essais à petite échelle. Ces études montrent donc qu'il est possible de prédire la puissance à grande échelle d'un chemin de câbles vertical à l'aide d'essais à petite échelle. Cependant, dans le cas de la propagation du feu sur un empilement vertical de multiples chemins de câbles horizontaux, les phénomènes sont plus complexes et leur modélisation doit s'appuyer sur une description phénoménologique de la propagation. Ces développements, qui intéressent le cadre de cette thèse, et en particulier ceux qui concernent la proposition d'un modèle simplifié de propagation, sont présentés dans le paragraphe ci-dessous.

B. Propagation du feu sur un empilement de chemins de câbles horizontaux

Les bases de données collectées lors des programmes expérimentaux décrits précédemment ont permis le développement et la validation de modèles simplifiés et avancés qui visent à prédire l'évolution de la puissance du feu d'un ensemble de chemins de câbles électriques. Compte tenu du nombre important de locaux dans les installations nucléaires, les modèles simplifiés peuvent être utilisés pour une première et rapide évaluation de la puissance du feu d'un ensemble de chemins de câbles électriques [24] (méthode dite de « screening »). En revanche, les modèles avancés peuvent être appliqués à des zones de locaux présentant un risque incendie avéré, mis en évidence par les calculs préliminaires, pour fournir une description plus détaillée de la propagation du feu (méthode dite « approfondie »). Les modèles avancés de feux de câbles peuvent inclure des modèles de pyrolyse détaillés [25–27] qui sont implémentés dans des outils de calcul de la dynamique du feu [28–30]. Les objectifs de ces travaux de recherche sont de contribuer aux efforts de validation de modèles simplifiés de propagation de feu sur un ensemble de chemins de câbles électriques.

Un des principaux objectifs du programme CHRISTIFIRE était de développer un modèle simplifié de propagation du feu sur un ensemble de chemins de câbles horizontaux pour estimer la puissance du feu résultante. A cet effet, le modèle, dénommé FLASH-CAT (*Flame Spread over Horizontal Cable Trays*), détermine l'évolution temporelle de la surface totale des chemins de câble enflammée en s'appuyant sur une description simplifiée du mode de propagation du feu telle que décrite ci-après. Chaque chemin de câbles est d'abord enflammé sur toute une longueur initiale $L_{0,i}$ plus grande que celle du chemin inférieur (cf. équation 1). Les inflammations successives des chemins de câbles i superposés aux temps $t_{ig,i}$ conduisent à une propagation de flamme ascendante en forme de V comme cela a été observé lors des essais à grande échelle. Ensuite, pour chaque

chemin de câbles, les flammes se propagent horizontalement avec une vitesse constante V qui a été évaluée [31]. Pour le calcul de la surface totale de câble enflammée, le modèle de propagation simplifié décrit par FLASH-CAT doit également prendre en compte l'extinction progressive des chemins de câbles qui se produit à partir du centre et se propage ensuite jusqu'aux extrémités des chemins. Ce phénomène d'extinction des chemins enflammés débute lorsque la durée de l'essai dépasse la durée du feu à une position donnée du chemin de câble Δt . Cette dernière est calculée (cf. équation 2) à partir de la masse combustible par unité de surface m_c'' , de la chaleur dégagée spécifique ΔH et de la puissance du feu libérée par unité de surface HRRPUA (*Heat Release Rate Per Unit Area*). m_c'' est évaluée à partir de l'équation 3. Finalement, la puissance du feu pour l'ensemble des chemins de câbles au cours du temps est calculée selon l'équation 4. En supposant que la puissance du feu par unité de surface $\dot{q}''$ ou HRRPUA est constante au cours du temps, la puissance du feu instantanée de tous les chemins de câbles sera obtenue en multipliant la longueur totale des chemins enflammée au cours du temps par HRRPUA et la largeur du chemin de câbles (L_a). Il convient également d'ajouter la puissance du brûleur $\dot{Q}_{burner}$ lors de la phase d'allumage. Un exemple de l'application de ce modèle est montré sur la Fig. 4. Cette figure illustre l'évolution des surfaces de chemins de câbles enflammées (surfaces en rouge) et qui s'éteignent (surfaces en noir) telles que calculées par le modèle FLASH-CAT pour un des essais (MT-17) du programme CHRISTIFIRE [5]. A noter que le modèle FLASH-CAT est applicable pour des ensembles de chemins de câbles horizontaux situés loin d'un mur support et/ou d'un plafond.

$$L_{0,i+1} = L_{0,i} + 2 \cdot L_{h,i} \cdot \tan(35^\circ) \quad (1)$$

$$\Delta t = \frac{m_c'' \cdot \Delta H}{\frac{5}{6} \cdot HRRPUA} \quad (2)$$

$$m_c'' = \frac{n_{cables} \cdot Y_p \cdot (1 - v) \cdot m'}{L_a} \quad (3)$$

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}_{burner} + L_a \cdot \sum_{i=1}^{N_{trays}} \left[\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \dot{q}''(t - t_{ig,i}(x_{f,i})) \cdot dx \right] \quad (4)$$

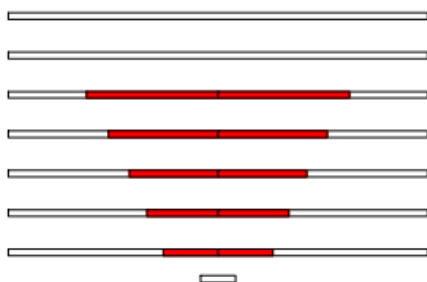
$$t_{ig,i}(x_{f,i}) = t_{ig,i} + \max \left(0, \frac{|x_{f,i}| - \frac{L_{0,i}}{2}}{V} \right) \quad (5)$$

avec $L_{h,i}$ la distance entre les chemins (m), n_{cables} le nombre de câble par chemin, Y_p le taux massique de combustible dans le câble, v le taux de charbonnement, m' la masse linéique du câble (kg/m), $x_{f,i}$ la position du front de propagation (m), t_{ig} le délai d'inflammation (s) et N_{trays} le nombre de chemins de câbles.

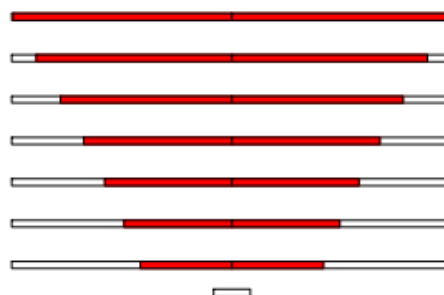
Les résultats obtenus avec ce modèle, visible sur la Fig. 5, montrent un accord acceptable malgré une surestimation du pic de chaleur dégagée (pHRR) et de l'énergie totale dégagée

(THR) par rapport aux essais réalisés à grande échelle. Ce constat est cohérent avec l'objectif de ce type d'outil simple qui vise à ne jamais sous-estimer sérieusement la puissance du feu.

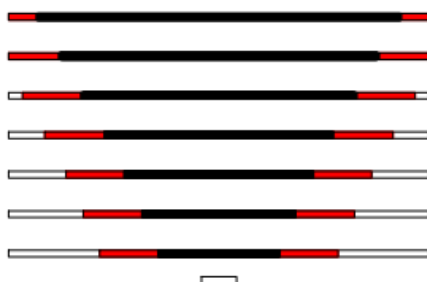
Multiple Tray Test 17
Time 15:00



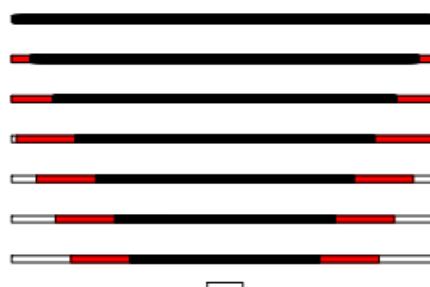
Multiple Tray Test 17
Time 30:00



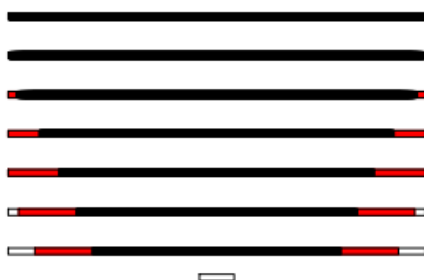
Multiple Tray Test 17
Time 45:00



Multiple Tray Test 17
Time 60:00



Multiple Tray Test 17
Time 75:00



Multiple Tray Test 17
Time 90:00

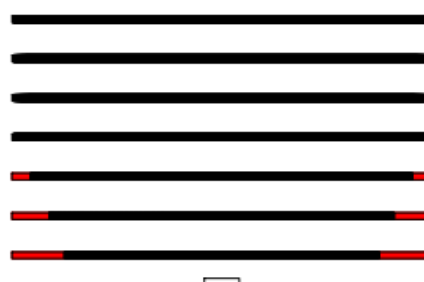


Fig. 4 : Schématisation d'un exemple d'évolution des surfaces de chemins de câbles enflammées (surfaces en rouge) et brûlées (surfaces en noir) telles que calculées par le modèle FLASH-CAT pour un des essais (MT-17) du programme CHRISTIFIRE [5]. Un brûleur (rectangle blanc), destiné à enflammer les chemins de câbles, est représenté au-dessous du premier chemin de câbles.

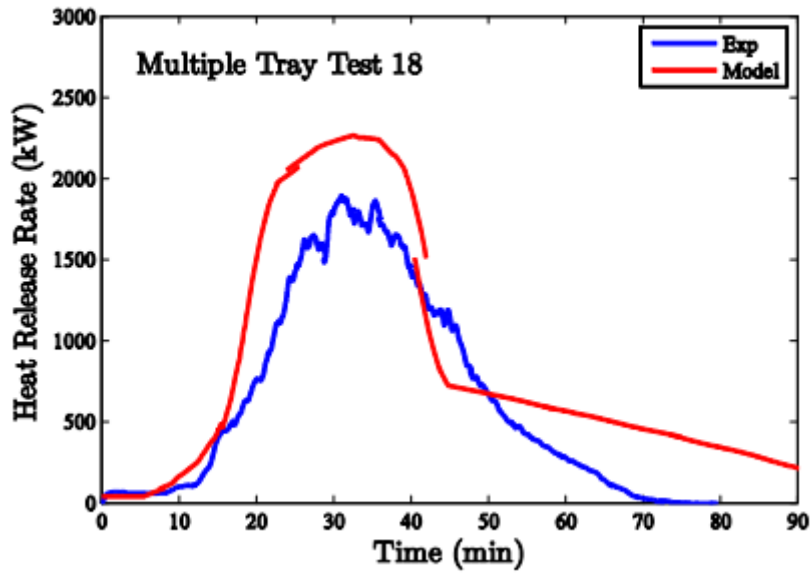


Fig. 5 : Exemple de résultat obtenu par le modèle FLASH-CAT [5].

L'application du modèle FLASH-CAT a été étendue par Zavaleta *et al.* [6] à des configurations de chemins de câbles supportés par un mur ou situés près d'un plafond. Les auteurs se sont basés sur le modèle FLASH-CAT pour expliciter les calculs des positions des fronts de flamme x_f et d'extinction x_e par les équations 6 et 7 respectivement. La puissance du feu est alors calculée par l'équation 8 qui prend en compte pour tous les chemins de câbles la longueur brûlée à chaque instant déterminée par la différence des deux fronts définis ci-dessus. Les auteurs de l'étude [6] ont appliqué un facteur 2 à la largeur du chemin de câbles (L_a) pour prendre en compte le fait que les surfaces inférieures et supérieures du chemin de câbles, remplies de plusieurs couches de câbles électriques, génèrent des gaz de pyrolyse et contribuent ainsi toutes les deux à la puissance du feu. De plus, cette augmentation de la surface est aussi répercutée dans le calcul révisé de la durée locale du feu Δt qui est désormais réduite de moitié (cf. équation 9). Enfin, l'étude [6] recommande des valeurs de paramètres en particulier pour les délais d'inflammation des chemins et les vitesses de propagation horizontale de la flamme qui ont été déduits d'essais spécifiques du programme PRISME-2 [18] qui ont mis en œuvre des chemins de câbles supportés par un mur. Ces données ont été déterminées à partir des analyses vidéo des essais. Les modifications apportées au modèle FLASH-CAT ainsi que la prise en compte de paramètres d'entrée (délai d'inflammation, vitesse de propagation ...) déduits des essais avec des configurations de chemins impliquant ou pas un mur support et/ou un plafond à proximité ont permis de ne jamais sous-estimer sérieusement la puissance du feu mesurée lors de ces essais [6].

$$x_{f,i}(t) = 0 \text{ pour } t < t_{ig,i} \quad (6)$$

$$\begin{cases} x_{f,i}(t) = \frac{L_{0,i}}{2} + V_i \cdot (t - t_{ig,i}) \text{ pour } t \geq t_{ig,i} \\ x_{e,i}(t) = 0 \text{ pour } t < (t_{ig,i} + \Delta t) \\ x_{e,i}(t) = \frac{L_{0,i}}{2} + V_i \cdot (t - t_{ig,i} - \Delta t) \text{ pour } t \geq (t_{ig,i} + \Delta t) \end{cases} \quad (7)$$

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}_{burner} + HRRPUA \cdot 2L_a \cdot \sum_{i=1}^{N_{trays}} 2 \cdot (x_{f,i}(t) - x_{e,i}(t)) \quad (8)$$

$$\Delta t = \frac{nY_p(1 - \nu)m'\Delta H_{c,eff}}{\frac{5}{3}L_a \cdot HRRPUA} \quad (9)$$

C. Besoin de modèles d'inflammation et de propagation pour des chemins de câbles

Les études réalisées avec le modèle de propagation simplifié FLASH-CAT [5] ont donc montré qu'il était important d'obtenir préalablement les délais d'inflammation des chemins de câbles et la vitesse de propagation horizontale des flammes pour évaluer correctement la puissance du feu. Il est donc nécessaire de disposer de modèles validés d'inflammation de chemins de câbles électriques et de propagation horizontale des flammes afin de prédire les paramètres associés. L'objectif de ce premier chapitre est donc de proposer un état de l'art sur les modèles d'inflammation et de propagation du feu dans un premier temps sur des matériaux académiques (matériaux homogènes et de géométrie simple) et ensuite sur les matériaux complexes que constituent les câbles électriques.

II. Etat de l'art sur l'inflammation de câbles électriques et modèles associés

A. Rappels sur la combustion

La combustion est une réaction exothermique d'oxydoréduction. Cette réaction nécessite la présence d'un combustible, d'un comburant et d'une source d'énergie. Pour les câbles électriques, le combustible provient des matériaux présents dans les matrices polymères comme les gaines externes et les isolants internes. Les polymères présents dans ces formulations contiennent des matières organiques carbonées et sont inflammables.

Lorsque le combustible est exposé à un flux de chaleur, la dégradation thermique de la fraction organique des matériaux constitutifs du câble génère des gaz combustibles (pyrolyse) qui vont se mélanger avec le comburant (l'oxygène) disponible. En présence d'une source externe d'énergie (petite flamme, étincelle électrique...), si la concentration des vapeurs combustibles dans l'air atteint la limite inférieure d'inflammabilité, alors l'inflammation de ces vapeurs peut se produire.

L'apparition du feu provoque un dégagement de chaleur et contribue à la dégradation du matériau, ce qui entretient la flamme. Cette rétroaction positive est schématisée sur la Fig. 6.

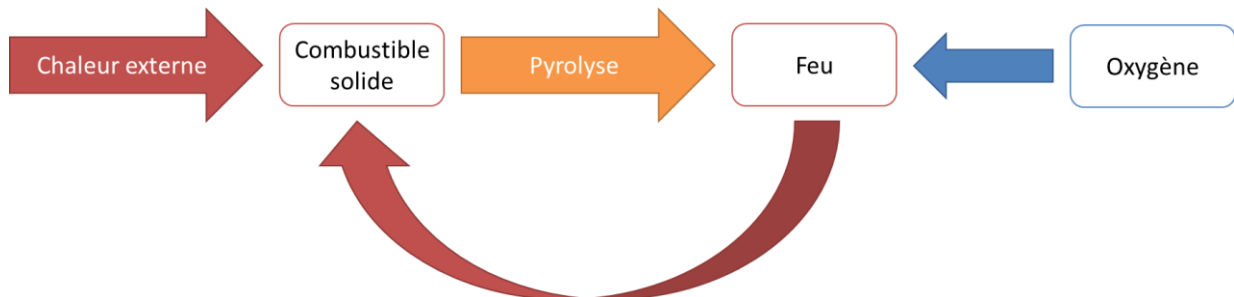


Fig. 6 : Schéma représentant la rétroaction d'alimentation du feu.

B. Câbles de laboratoire et câbles commerciaux

Selon une revue sur la combustion des câbles de Huang et Nakamura, il n'existe que peu d'articles (environ une centaine) sur l'étude du comportement au feu des câbles électriques dans la littérature [32], dont une grande majorité étudie des câbles de laboratoire, ou fil électrique (*electrical wire*). Ces câbles sont composés uniquement d'une gaine externe formulée d'une matrice polymère pure et d'un conducteur avec un diamètre externe assez faible (i.e. inférieur à 2 cm). En revanche, les câbles disponibles dans le commerce ont des architectures plus complexes. En effet, ces derniers peuvent contenir un blindage métallique entre les couches, plusieurs connecteurs et une gaine externe dont le diamètre externe peut varier d'un câble à un autre. De plus, les formulations chimiques de ces gaines jouent un rôle important dans le comportement au feu. Les retardateurs de flamme présents dans ces gaines ont tendance à diminuer la puissance du feu dégagée. La Fig. 7 représente des exemples de sections de ces deux types de câbles.

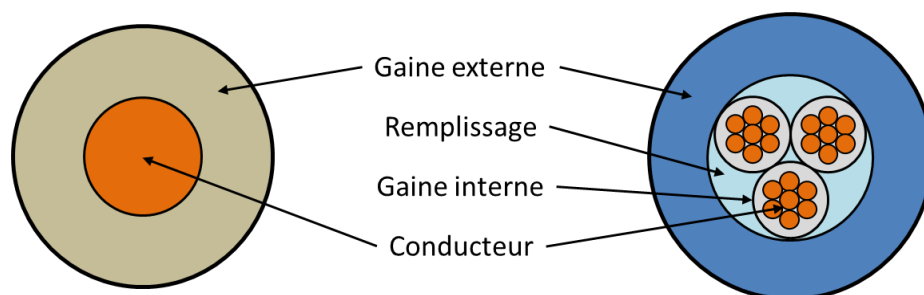


Fig. 7 : Schémas d'un câble de laboratoire (gauche) et d'un câble commercial (droite).

Dans le premier cas, les câbles de laboratoire permettent d'étudier l'effet d'une grande variété de paramètres sur l'inflammation, la propagation et la chaleur dégagée par la

flamme et de les décrire analytiquement. Néanmoins, du fait de leurs formulations et structures simplistes, la comparaison à des situations réelles est limitée.

Dans le second cas, les câbles commerciaux ont été testés sur des bancs d'essai standardisés pour mesurer des paramètres clés, comme le délai d'inflammation, la limite de propagation ou le dégagement de chaleur [5,22,23,33]. Du fait de leurs structures plus complexes, moins d'études ont été réalisées pour tenter d'analyser finement les transferts de chaleur ayant eu lieu au sein du câble ou pour tenter d'étudier les effets d'échelle de la propagation du feu sur ces câbles.

Dans le cadre de cette étude bibliographique, les deux types de câbles seront abordés.

C. Critères d'inflammation

Dans la littérature, le délai d'inflammation noté t_{ig} (ou *TTI* pour *Time-to-Ignition* en anglais) est défini dans les équations comme étant lié à un autre paramètre physique, le critère d'inflammation [34]. Selon le SFPE Handbook [35], il existe jusqu'à sept critères pour décrire une inflammation pilotée dont :

- la température de surface critique $T_{s,crit}$ en K,
- la température moyenne critique dans le volume du matériau $\bar{T}_{crit}$ en K,
- le débit massique de pyrolyse critique $\dot{m}''_{loss}$ en kg/s/m²,
- la profondeur de char critique δ_{char} en m,
- la vitesse critique locale de montée en température des gaz $\dot{T}_{gaz,crit}$ en K/s,
- le taux de réaction intégral critique à l'interface solide-gaz v_{crit} en g/cm³.s définit par l'équation 10, ci-après et
- l'inversion du gradient de température à l'interface solide-gaz $(\partial T_{gaz}/\partial y)_{\hat{y}=0} = 0$ en K.

$$v_{crit} = \int_0^{\infty} (\text{taux de la réaction d'oxydation}).dt \quad (10)$$

Cependant, un autre critère d'inflammation a été utilisé dans une étude menée par Vermesi *et al.* [36]. Ce critère, décrit par l'équation 11, correspond à l'énergie totale accumulée par le matériau jusqu'à l'inflammation. Dans cette étude, le délai d'inflammation a été estimé dans le cas d'un flux incident variable dans le temps, $\dot{q}_0''(t)$. Les huit critères, spécifiés ci-dessus, sont représentés sur le schéma de la Fig. 8.

$$E_{crit} = \int_0^{t_{ig}} \dot{q}_0''(t).dt \quad (11)$$

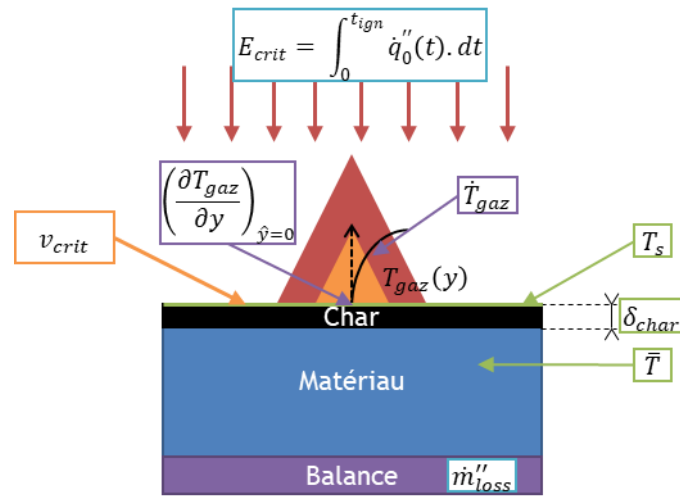


Fig. 8 : Schéma illustrant les huit critères d'inflammation.

Parmi ces huit critères, deux sont cités plus fréquemment dans la littérature. Le premier est le débit de pyrolyse critique $\dot{m}''_{loss}$ [37,38]. Ce critère a l'avantage d'être facilement mesurable car seule la mesure de la masse de l'échantillon à l'aide d'une balance est nécessaire.

Le second critère le plus commun est la température de surface critique $T_{s,crit}$ [33,39–43], nommée souvent température d'inflammation. Lyon et Quintiere ont montré que cette température varie peu en fonction du flux de chaleur incident pour plusieurs polymères vierges [34]. Cette invariance a été retrouvée dans une étude menée par Thomson *et al.* qui ont déterminé les valeurs des températures d'inflammation de plusieurs polymères à plusieurs niveaux de flux incident [44]. Pour la mesure de cette température, Thomson privilégie l'utilisation d'un thermocouple positionné à la surface du matériau étudié. La température critique est alors déterminée lorsque le profil du signal augmente spontanément comme illustré sur la Fig. 9.

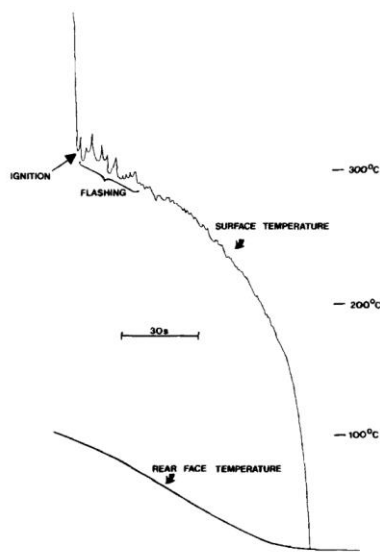


Fig. 9 : Profil typique de la mesure de température par un thermocouple lors de l'inflammation [45].

Cependant, la température d'inflammation est un paramètre qui dépend du matériau mais également des conditions d'essai. C'est pourquoi, Lyon *et al.* ont tenté de trouver des corrélations pour plusieurs polymères entre la température d'inflammation mesurée au cône calorimètre et la température critique, paramètre intrinsèque au matériau, déduit soit du débit critique de pyrolyse déterminé par analyse thermogravimétrique (ATG) soit du flux de chaleur critique déterminé au microcalorimètre de combustion (Microscale Combustion Calorimeter, MCC) [46]. Ces corrélations sont montrées sur la Fig. 10.

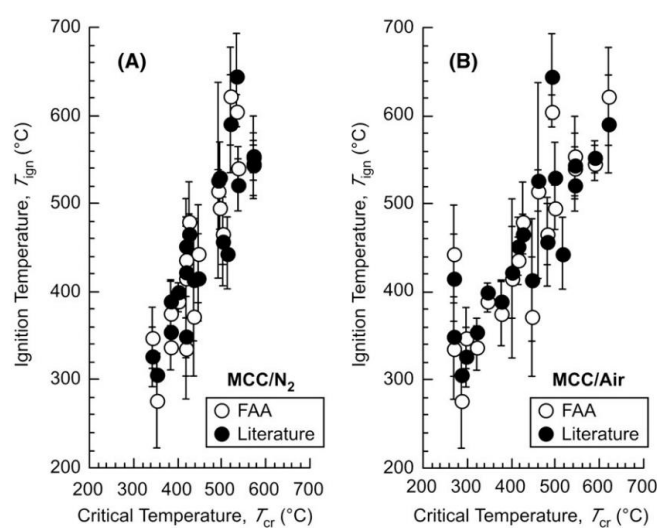


Fig. 10 : Températures d'inflammation mesurées lors d'essais au cône calorimètre en fonction de la température critique calculée à partir des essais MCC anaérobie (gauche) et oxygéné (droite) pour plusieurs polymères vierges [46].

D. Modèles analytiques d'inflammation

L'inflammation de matériaux polymères a fait l'objet de nombreuses études [33,34,36,37,39,40,47–49] décrivant des modèles simples afin de prédire l'inflammation en s'appuyant sur des paramètres thermophysiques du matériau étudié. Dans les cas académiques illustrés par la Fig. 11, le matériau étudié est décrit comme un milieu semi-infini opaque et isotrope dont la surface (plane) est soumise à un flux de chaleur externe $\dot{q}''$. La chaleur est absorbée à la surface et transférée au sein du matériau par conduction. Le matériau s'échauffe jusqu'à atteindre sa température de décomposition et générer un débit massique de gaz de pyrolyse. Les paragraphes qui suivent présentent trois modèles reposant sur les hypothèses décrites ci-dessus.

1. Epaisseur thermique

La réaction d'un matériau subissant l'effet d'une dégradation thermique dépend de sa composition mais aussi de son « épaisseur thermique ». Il en résulte une différence dans le comportement du matériau à l'inflammation en fonction de cette épaisseur thermique. Dans le cas où l'inflammation apparaît alors que la température au sein du matériau est homogène, le matériau est désigné thermiquement fin. A l'inverse, s'il existe un gradient de température au sein du matériau à l'inflammation, comme illustré sur la Fig. 11, celui-ci est considéré comme thermiquement épais.

Pour déterminer le comportement thermiquement fin ou épais d'un matériau, plusieurs auteurs ont décrit analytiquement la différence entre les deux comportements. C'est le cas notamment d'Hopkins et Quintiere [39] qui décrivent une approximation de la pénétration thermique δ (i.e., le front de chaleur dans le matériau exposé) par l'équation 12. Cette approximation n'est plus valable pour des flux incidents faibles. La détermination du comportement thermique peut s'appuyer sur le critère spécifié par l'équation 13 : si la pénétration thermique à l'inflammation est plus grande que l'épaisseur du matériau, le régime est thermiquement fin ; sinon, il est thermiquement épais.

$$\delta(t) \cong \sqrt{6 \cdot D \cdot t} \quad (12)$$

$$\delta(t = t_{ig}) > e \quad (13)$$

avec δ la pénétration thermique (m), D la diffusivité thermique du matériau (m^2/s) et e l'épaisseur du matériau (m).

Une autre approche pour décrire le comportement thermique d'un matériau se base sur le calcul du nombre de Biot [35], décrit par l'équation 14. Le nombre de Biot est un nombre adimensionné décrivant la prépondérance des effets de conduction (qui contribuent à la dégradation) ou des effets de convection (qui la ralentissent). Si $Bi < 0,1$, les effets de

conduction sont plus importants et alors le matériau est considéré thermiquement fin (ou thermiquement mince). Si en revanche $Bi > 10$, les effets de convection sont prépondérants et le matériau est alors considéré thermiquement épais.

$$Bi = \frac{h.e}{k} \quad (14)$$

avec Bi le nombre adimensionné de Biot, h le coefficient de convection (W/m²/K) et k la conductivité thermique (W/m/K).

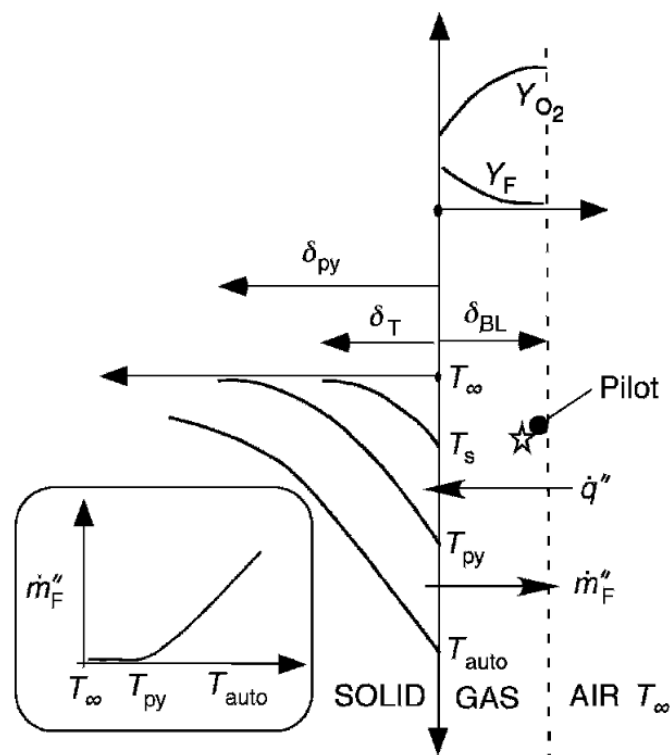


Fig. 11 : Phénomènes présents lors de l'inflammation d'un solide [50].

2. Modèle de Quintiere

Le modèle de Quintiere [43,47,48,50] a été développé pour un matériau homogène, de géométrie plane, thermiquement épais et inerte (i.e., aucune évolution géométrique du matériau ou des propriétés thermophysiques), décrit par l'équation 15.

$$\frac{1}{\sqrt{t_{ig}}} = \frac{\varepsilon \cdot \dot{q}_0'' - CHF}{\sqrt{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_0)}} \quad (15)$$

avec $\dot{q}_0''$ l'irradiance externe appliquée sur le matériau (W/m^2), T_{ig} la température d'inflammation du matériau ou température de surface critique (K), T_0 la température initiale (K), ε l'émissivité du matériau, ρ la masse volumique du matériau (kg/m^3), c_p la capacité calorifique du matériau (J/kg/K) et CHF le flux critique (W/m^2) au-delà duquel l'inflammation peut apparaître. Le CHF qui correspond aux pertes par rayonnement du matériau chauffé et aux pertes par convection avec l'air ambiant, est spécifié par l'équation 16.

$$CHF = \alpha \cdot \sigma \cdot (T_{ig}^4 - T_0^4) + h \cdot (T_{ig} - T_0) \approx \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_{ig}^4 + h \cdot (T_{ig} - T_0) \quad (16)$$

avec α le coefficient d'absorption du matériau et σ la constante de Stefan-Boltzmann.

Tewarson définit le *Thermal Response Parameter*, ou TRP, comme étant le produit de l'effusivité thermique du matériau étudié par la différence de température entre l'inflammation et l'ambiante et d'une constante égale à $\sqrt{\frac{\pi}{4}}$ [49]. Ce TRP correspond au dénominateur de l'équation 15 et est décrit par l'équation 17.

$$TRP = \sqrt{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_0)} \quad (17)$$

Pour des matériaux thermiquement fins, par définition, la température est considérée homogène dans l'intégralité du matériau exposé. Le délai d'inflammation [33,41,50] est exprimé par l'équation 18 où e est l'épaisseur du matériau.

$$\frac{1}{t_{ig}} = \frac{\varepsilon \cdot \dot{q}_0'' - CHF}{e \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_0)} \quad (18)$$

3. Modèles de Delichatsios

En 1991, Delichatsios a publié une étude sur les limites du modèle de Quintiere [51]. Dans cette étude, il est décrit que le modèle classique sous-estime les pertes thermiques pour de faibles flux, ce qui induit un désaccord entre le modèle et les données expérimentales.

Par la suite, en 2020, ce même auteur a développé un nouveau modèle d'inflammation pour les régimes thermiquement fin, épais et intermédiaire [52]. A cet effet, deux grandeurs adimensionnelles sont proposées : l'épaisseur du matériau adimensionnée définie par l'équation 19 et le flux de chaleur adimensionné défini par l'équation 20.

$$\tilde{\tau} = \frac{e}{\sqrt{D \cdot t_{ig}}} \quad (19)$$

$$\Phi = \frac{e \cdot \dot{q}_0''}{k \cdot (T_p - T_0) \cdot \tilde{\tau}} \quad (20)$$

avec T_p la température de pyrolyse (K).

Delichatsios développe alors les trois modèles associés aux trois régimes thermiques, schématisés sur la Fig. 12. Pour le régime thermiquement épais, i.e. lorsque l'épaisseur adimensionnée (équation 19) est supérieure à 2, le flux de chaleur adimensionné devient égal à $\frac{\sqrt{\pi}}{2}$ et par conséquent le temps d'ignition suit bien l'équation 15 proposée par Quintiere. Il est important de noter que Quintiere considèrerait un matériau thermiquement épais lorsque l'inégalité de l'équation 13 est respectée, ce qui correspond au cas où l'épaisseur adimensionnée serait supérieure à $\sqrt{6} \sim 2,45$.

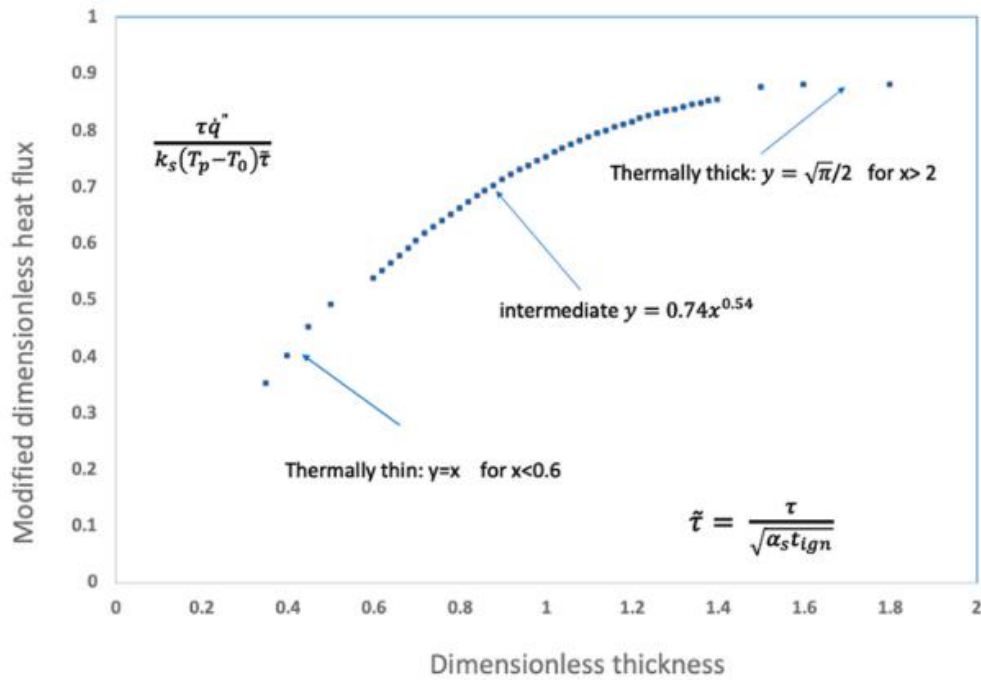


Fig. 12 : Régimes thermiquement fin, intermédiaire et épais en fonction de l'épaisseur et du flux de chaleur incident adimensionné [52].

4. Modèles de Lamorlette et Candelier

Lamorlette et Candelier ont également cherché à délimiter plus précisément la limite thermique fin/épais à l'aide du nombre de Biot [53]. Les auteurs considèrent que les modèles d'inflammation précédemment décrits sont limités à un domaine d'étude restreint. Leur étude consiste en la cartographie (Fig. 13) des différents modèles d'inflammation (Tableau 1) suivant les conditions d'application. Pour cela, ils définissent un flux de chaleur incident adimensionné décrit par l'équation 21, une température adimensionnée à la surface du matériau définie par l'équation 22, un délai d'inflammation adimensionné défini par l'équation 23 et le nombre de Biot défini par l'équation 14.

$$\Phi = \frac{\dot{q}_0'' \cdot e}{k \cdot (T_{ig} - T_0)} \quad (21)$$

$$\theta(x, t) = (T(x, t) - T_0) / (T_{ig} - T_0) \quad (22)$$

$$t^* = (t_{ig} \cdot k) / (\rho \cdot c_p \cdot e^2) \quad (23)$$

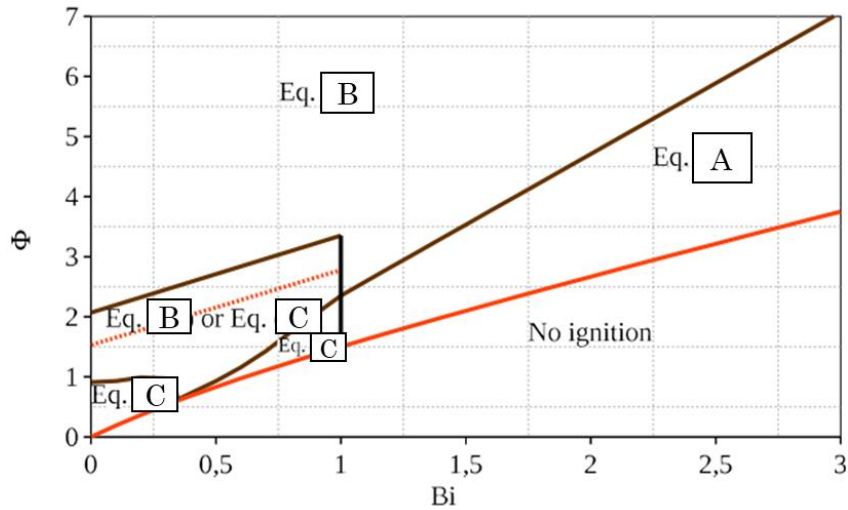


Fig. 13 : Cartographie des régimes d'inflammation définis par Lamorlette et Candelier pour des géométries planes [53].

Tableau 1 : Modèles adimensionnés de Lamorlette et Candelier.

A	$\frac{\Phi}{Bi} \cdot [1 - \exp(Bi^2 \cdot t^*) \cdot \text{erfc}(Bi \cdot \sqrt{t^*})] = 1$
B	$\Phi \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{t^*} - Bi \cdot t^* + \frac{4 \cdot Bi^2}{3\sqrt{\pi}} \cdot t^{*3/2} \right) = 1$
C	$\frac{\Phi}{Bi} \cdot \left[\frac{Bi + 1}{Bi + 2} - \frac{1}{2 + \frac{Bi}{3}} \cdot \exp \left(- \left(\sqrt{2 \cdot Bi} - \sqrt{2 \cdot \frac{Bi^3}{12}} \right)^2 \cdot t^* \right) \right] = 1$

E. Influence des conditions opératoires et de la structure des câbles sur l'inflammation

L'inflammation de câbles électriques a fait l'objet de quelques études [40,54,55]. Contrairement aux essais sur plaque de polymère homogène, les câbles électriques ont une géométrie cylindrique et sont composés de plusieurs couches de matériaux différents qui peuvent contribuer différemment à la diffusion de la chaleur et ainsi modifier la cinétique de dégradation des gaines combustibles.

L'origine du terme source pour la dégradation peut être décrite à travers trois scénarios, illustrés par la Fig. 14. Le premier de ces scénarios correspond au cas le plus commun dans la littérature : le flux de chaleur dégradant provient de l'extérieur du câble et l'âme du câble sert alors de puits thermique (schéma a). Leung *et al.* étudient un deuxième scénario correspondant à un câble en position verticale où la source de chaleur est appliquée en bas du câble, comme dans l'essai IEC 60332-1 [56]. La chaleur se propage alors dans le câble par l'intermédiaire de l'âme métallique (schéma b). Le modèle de transfert thermique et de pyrolyse permet de décrire la décomposition progressive de la gaine à partir du bas du câble. Le troisième scénario (schéma c) correspond au cas d'un court-circuit, l'âme est alors considérée comme une source de chaleur de puissance constante.

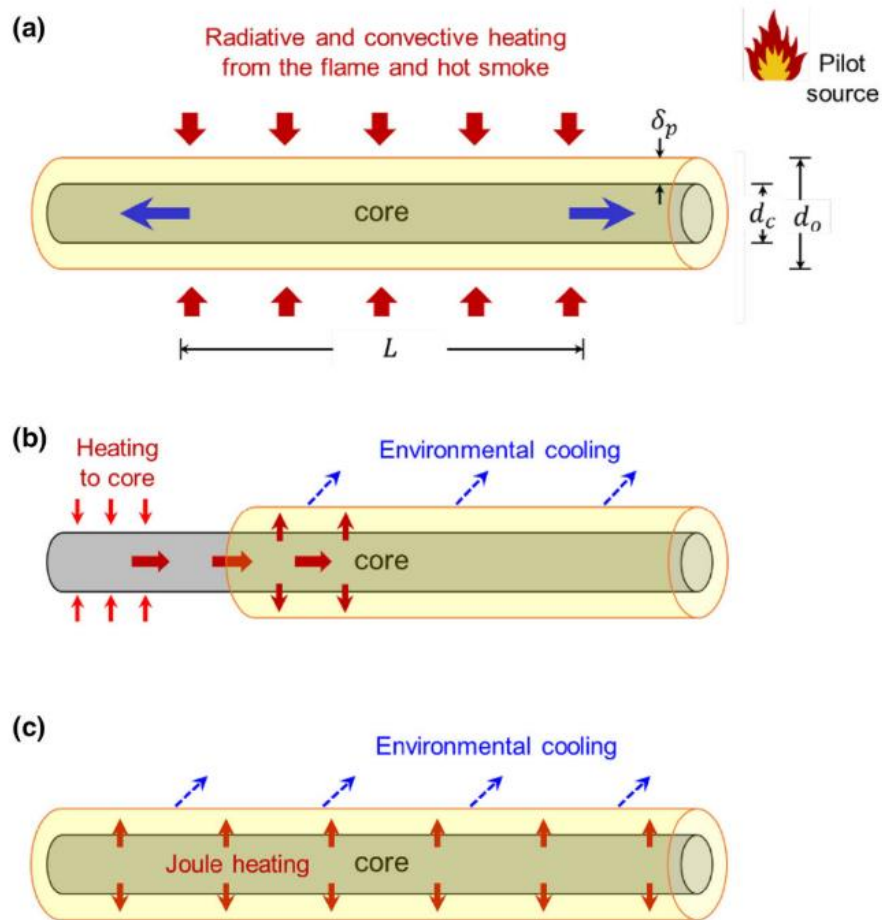


Fig. 14 : Illustration des modes de chauffage de la gaine plastique d'un câble par échauffement externe (a), échauffement externe de l'âme du câble (b) et par effet Joule (c) [32].

Pour caractériser le comportement au feu des câbles électriques, la plupart des études utilise le cône calorimètre développé par Babrauskas [42]. Dans ces situations, la surface exposée n'est pas plane, ce qui conduit à une distribution du flux de chaleur incident sur la surface des câbles qui n'est pas complètement homogène. Courty et Garo ont réalisé des essais sur des câbles multicouches en PVC de diamètre externe inférieur à 20 mm avec un nouveau dispositif permettant d'exposer le câble étudié de manière homogène sur toute sa surface externe cylindrique. Ils ont montré que pour cette configuration et des flux de chaleur incidents supérieurs à 15 kW/m², l'inflammation pilotée et l'auto-inflammation mènent à des résultats identiques [40].

L'effet de l'arrangement des câbles électriques a été étudié au cône calorimètre par différents auteurs [57–59]. Parmi les sept arrangements étudiés dans l'étude de Elliot et Whiteley [58], celui retenu pour la qualité de ses résultats et sa simplicité de mise en œuvre est l'arrangement serré de plusieurs sections de câbles sur une couche pour recouvrir toute la surface d'exposition visible sur la Fig. 15. Il s'agit également de

l'arrangement utilisé pour les essais au cône calorimètre dans le programme CHRISTIFIRE [5].

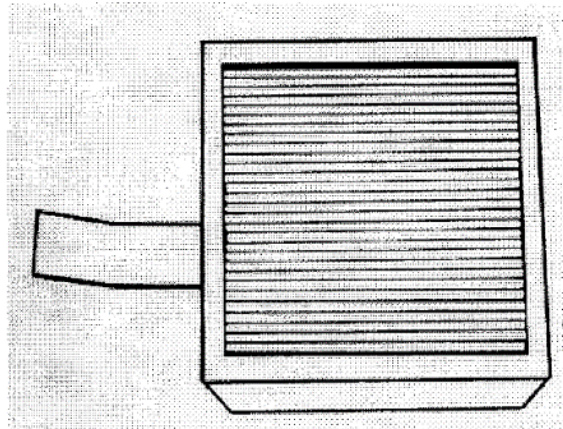


Fig. 15 : Arrangement serré sur une couche des essais au cône calorimètre [58].

F. Influence de la composition des gaines sur l'inflammation

De nombreux polymères peuvent être utilisés pour la fabrication des gaines de câbles électriques, cependant le polychlorure de vinyle (PVC) et le polyéthylène (PE) ainsi que ses copolymères tels que l'éthylène acétate de vinyle (EVA) sont les matériaux les plus fréquemment rencontrés [60]. La caractérisation du comportement au feu des polymères constituant les gaines se fait souvent au cône calorimètre sur des échantillons sous forme de plaques.

1. Gaine en PVC

Les câbles électriques avec une gaine protectrice en PVC font partie des types de câbles les plus souvent rencontrés dans l'ensemble des secteurs industriels. La décomposition thermique du PVC est généralement décrite en 2 étapes. La première étape située vers 280°C correspond à la scission de la liaison carbone-chlore avec libération de HCl. Il en résulte une structure de type polyène conjugué. Celle-ci se décompose à plus haute température (400°C) pour libérer différents hydrocarbures aromatiques et laisser un résidu carboné (appelé char) d'environ 10%. Sous conditions oxydante, ce char se décompose à son tour vers 500°C [61,62]. Le schéma de décomposition du PVC a été raffiné par Marcilla *et al.* afin de prendre en compte l'émission de volatiles avant la décomposition du polyène [62,63]. Dans un premier temps, le PVC se décompose en chlorure d'hydrogène (HCl) et en intermédiaire de réaction (PVC'). Puis, cet intermédiaire se transforme en chaîne polyénique (RS) et d'autres volatiles (G). Enfin, le polyène réagit pour former des aromatiques et du charbonnement (G').



Le chlorure d'hydrogène (HCl) libéré lors de cette dégradation est connu pour son action d'inhibiteur de flamme lors du processus de combustion. HCl peut réagir avec les radicaux très énergétiques H° et OH° intervenant dans les réactions d'oxydation pour produire des radicaux moins énergétiques Cl° suivant les réactions suivantes :



Ces réactions limitent l'efficacité de combustion des gaz de pyrolyse réduisant ainsi l'énergie dégagée. Le PVC est donc un polymère possédant intrinsèquement un très bon comportement au feu.

En 1996, Barnes *et al.* ont étudié le comportement au feu de plusieurs matériaux présents dans les câbles électriques au cône calorimètre, notamment des plaques formulées en PVC et en EVA [64]. Ils ont montré que les matériaux halogénés ont un bien meilleur comportement vis-à-vis de l'inflammation, de la propagation de flamme et de la chaleur totale dégagée. A l'inverse, ils émettent plus de fumées et des gaz corrosifs.

Dans le cas de câbles commerciaux, des additifs, appelés plastifiants et dont les plus utilisés sont des phtalates, permettent d'améliorer les propriétés mécaniques de la gaine en rendant le PVC plus souple. Cependant ces phtalates, dont le taux d'incorporation est élevé (jusqu'à 50 phr), sont combustibles et se dégradent à de faibles températures, ils contribuent donc à accélérer l'inflammation en dégageant des gaz combustibles [65].

A cet égard, Matala et Hostikka ont modélisé la cinétique de pyrolyse de deux câbles PVC commerciaux [66]. Dans cette étude, ils ont montré qu'en considérant le câble comme un matériau composé de trois couches successives (la gaine, l'isolant et le remplissage), illustré sur la Fig. 16, les plastifiants ont un rôle prédominant sur le dégagement de chaleur dans les premiers instants.

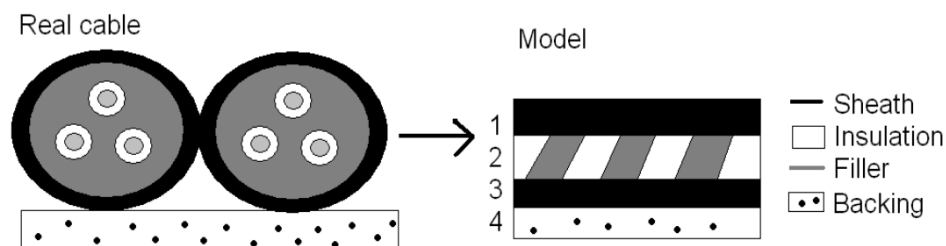


Fig. 16 : Modèle de pyrolyse de câbles PVC [66].

Comme indiqué précédemment, la dégradation du PVC conduit à la formation d'un résidu polyaromatique carboné à la surface du matériau lorsqu'il se dégrade thermiquement. Ce charbonnement, ou *Char*, a une triple fonction pour lutter contre le développement du feu. La 1^{ère} de ces fonctions intervient dès sa formation. Le Char représente une fraction du combustible initial qui va être piégé sous forme solide lors de la dégradation. Cette fraction ne contribuera donc pas au dégagement de chaleur. La 2^{de} fonction est de former une barrière poreuse entre la source de chaleur et le matériau combustible, limitant ainsi le transfert de chaleur et la pyrolyse du combustible. L'effet de cette porosité va diminuer la conductivité thermique du matériau et ainsi ralentir les transferts de chaleurs [67,68]. Enfin, la 3^{ème} fonction du Char est de ralentir le dégagement des vapeurs combustibles qui se forment entre le char et le matériau inerte.

Dans les matériaux PVC, ce Char se forme lors de la dégradation du polymère comme vu auparavant. Néanmoins des additifs peuvent être rajoutés pour améliorer ses propriétés et ses performances, notamment pour améliorer son intumescence et ses propriétés en tant que barrière isolante et ainsi diminuer le pic de chaleur dégagé [69,70]. Des modèles analytiques simples ont déterminé ses effets sur les propriétés mécaniques et le comportement au feu [71–73].

D'autre part, l'effet du Char sur l'inflammation de polymères a fait l'objet de nombreuses études [37,38]. L'une d'elles, conduite par Watt *et al.*, a modélisé numériquement cet effet. Pour cela, la dégradation du polymère thermiquement épais a été simplifiée en deux réactions parallèles non compétitives (i.e., une première partie du polymère réagit en gaz volatiles et une seconde en Char) et en utilisant le débit massique critique comme critère d'inflammation [37]. Les résultats de cette étude, présentés sur la Fig. 17, révèle qu'au-delà d'un taux de char critique le délai d'inflammation peut présenter une discontinuité voire devenir infini pour les flux de chaleur incidents inférieurs à 30 kW/m². Par ailleurs, cet effet est d'autant plus prononcé que le taux de charbonnement appliqué au modèle est élevé.

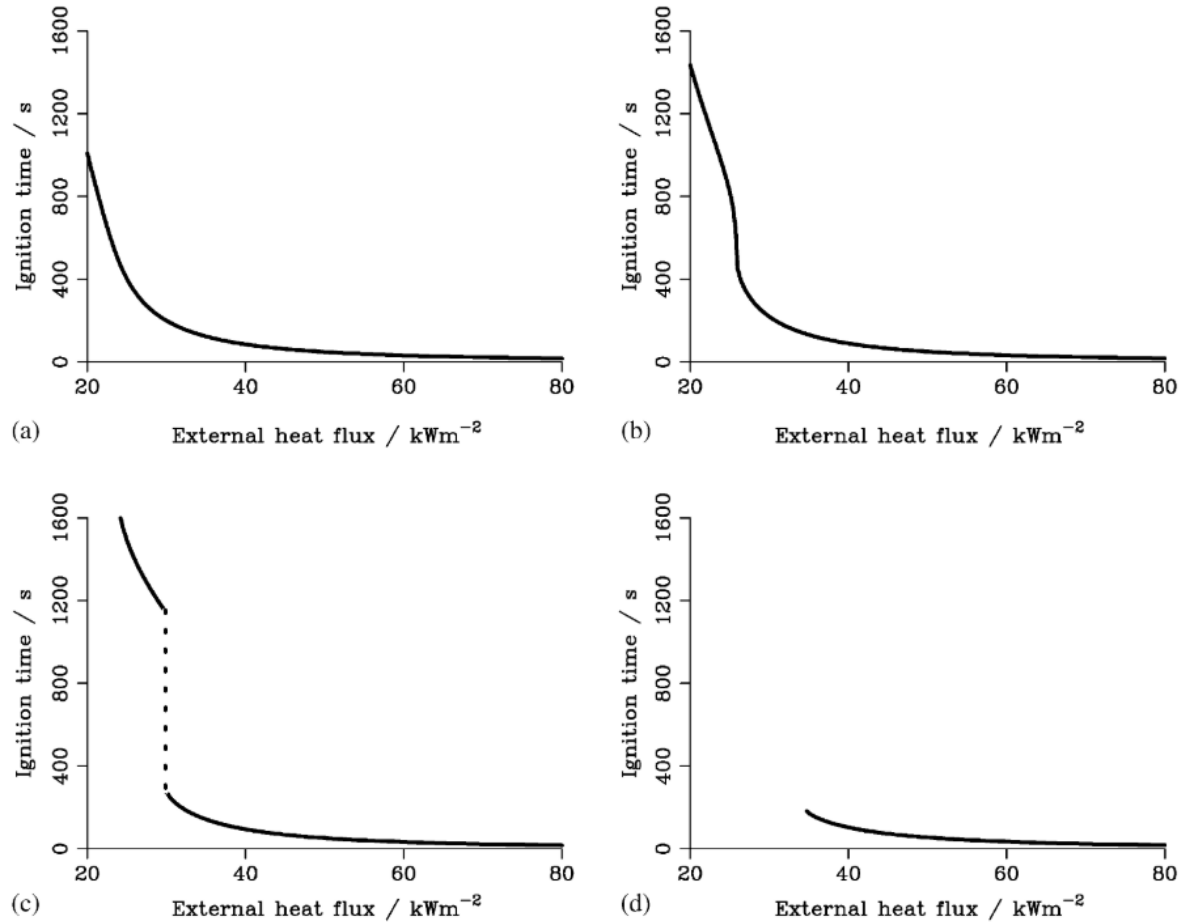


Fig. 17 : Délai d'inflammation théorique en fonction du flux de chaleur incident fixe pour des taux de carbonnement de 20 % (a), 30 % (b), 40 % (c) et 50 % (d) [37].

2. Gains en polyoléfines

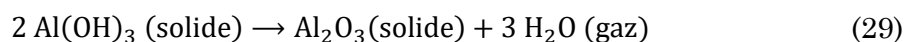
Dès les années 70, des gaines de câbles sans halogène ont été développées afin d'éviter les dégagements importants de fumées et de gaz corrosifs associés à la combustion du PVC. La plupart des gaines sans halogène sont constituées d'un mélange de polyéthylène et d'EVA, qui apporte une grande souplesse au matériau en raison de son caractère élastomère thermoplastique.

La dégradation thermique du polyéthylène se produit en une étape entre 450 et 500 °C. Elle correspond à la scission aléatoire des chaînes macromoléculaires et conduit à la production de différents types d'hydrocarbures (alcane et alcène notamment) [74]. La décomposition thermique de l'EVA se déroule quant à elle en 2 étapes. La première étape a lieu à partir de 300 °C et correspond à une réaction de déacétylation (libération d'acide acétique). Cette étape conduit à la formation d'un polyène conjugué qui se décompose lui-même à plus haute température (vers 450°C) sans laisser de résidu [75].

Le polyéthylène et l'EVA vierges présentent une inflammabilité très importante comme en témoigne leur valeur d'indice limite d'oxygène (LOI) inférieure à 20%. Pour être utilisé

dans les gaines de câbles, les performances de réaction au feu de ces polymères sont donc améliorées grâce à l'utilisation d'additifs appelés retardateurs de flamme. Les retardateurs de flamme les plus communément utilisés dans les gaines polyoléfiniques sont les charges minérales hydratées et plus particulièrement l'alumine trihydratée (ATH).

L'ATH de formule chimique $\text{Al}(\text{OH})_3$ est un minéral connu également sous le nom de gibbsite. Les grades utilisés comme retardateur de flamme sont généralement obtenus par précipitation de façon à présenter une taille fine ($2\text{ }\mu\text{m}$) et une distribution granulométrique étroite. Lorsqu'il est chauffé l'ATH se décompose à partir de $180\text{-}200^\circ\text{C}$ en libérant de l'eau et en formant un résidu d'alumine suivant l'équation 29. L'effet de l'ATH est multiple. D'une part, sa dégradation est endothermique, elle absorbe une enthalpie $\Delta H = 1300\text{ kJ/kg}$ [76]. D'autre part, la décomposition libère 35% d'eau qui dilue les combustibles en phase gazeuse. Enfin, l'alumine formée peut contribuer à l'effet barrière.



De nombreux auteurs se sont intéressés à l'effet de l'ATH sur le comportement au feu de l'EVA. Il a été montré qu'il était nécessaire d'utiliser des taux de charges importants (typiquement 60 à 65 %wt) pour obtenir des performances de réaction acceptables en câblerie. La concentration en ATH a une influence directe sur l'inflammabilité de l'EVA. Ainsi Cross *et al.* montrent que le temps d'ignition mesuré au cône calorimètre sous une irradiance de 50 kW/m^2 passe de 56 à 66 s lorsque le taux passe de 50 à 60 %wt [77].

Ngohang *et al.* ont étudié en détail l'inflammation de l'EVA et d'une formulation EVA/ATH (35/65) au cône calorimètre sous différentes irradiances [78]. Les matériaux d'épaisseur 4 mm présentent un comportement thermiquement épais puisqu'ils suivent une loi $\sqrt{t_{ig}} = \alpha q_{ext} + \beta$ comme le montre la Fig. 18. Par ailleurs, l'extrapolation de la droite à $t_{ig} = 0$ leur permet de déterminer le flux critique pour l'inflammation (CHF) qui passe de $9,6\text{ kW/m}^2$ pour l'EVA à 13 kW/m^2 en présence d'ATH. Les auteurs corrigent cette valeur d'un facteur $1/0,64$ comme proposé par Delichatsios.

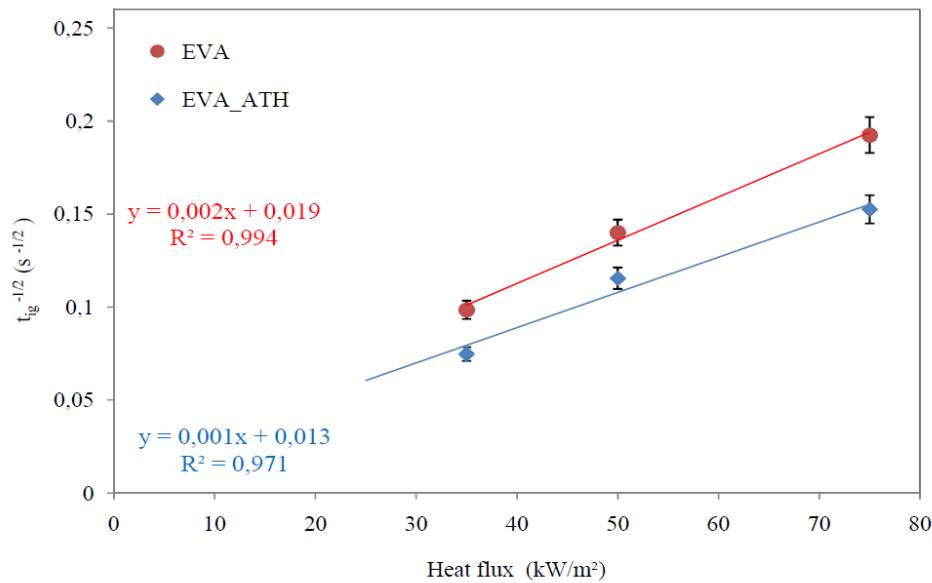


Fig. 18 : L'inverse de la racinée carré du délai d'inflammation en fonction du flux incident du matériau EVA pur et de EVA/ATH [79].

Dans une étude préalable à cette thèse réalisée avec le cône calorimètre, nous avons pu montrer en étudiant l'inflammation de tronçons de câbles électriques, dont les gaines contenaient du PE, de l'EVA et de l'ATH que ceux-ci suivaient le modèle thermiquement épais de Quintiere [33]. L'étude a révélé que seule la gaine externe contribuait à l'inflammation lorsque celle-ci est suffisamment épaisse (i.e. supérieure à 2 mm).

Une autre étude, menée par Carcillo *et al.*, a repris l'étude de l'inflammation de câbles électriques plus fins (i.e., diamètre externe inférieur à 8 mm et épaisseur de la gaine inférieure à 0,7 mm) au cône calorimètre [59]. Cependant et bien que l'inflammation ait été relevée expérimentalement, aucune prédiction par un modèle n'a été réalisée pour ces câbles plus fins.

Récemment, Shi *et al.* [80] ont tenté de modéliser l'effet de la structure du résidu d'alumine sur la pyrolyse d'un système EVA/ATH utilisé en câblerie. La démarche a consisté à créer un matériau numérique poreux à partir de l'analyse de résidus réels, puis à modéliser les propriétés thermophysiques de ce matériau avant de les implémenter dans un logiciel de simulation incendie (CALIF-ISIS). Les résultats mettent en lumière le rôle du résidu sur le comportement au feu de ce type de matériau.

III. Etat de l'art sur la propagation du feu et modèles associés

A. Définitions et modèles académiques de propagation

Dans la littérature, les études sur la propagation du front de flamme se divisent en deux catégories. La première de ces catégories regroupe les études de propagation avec l'air

soufflé sur la flamme dans le sens de la propagation ou dans le sens opposé, il est question alors d'étudier une propagation forcée [81–83]. La seconde étudie la propagation dans le cadre d'écoulement naturel. Cette situation est plus complexe car la flamme qui se déplace est à la fois la cause des mouvements d'air (les effets de convection dues à l'élévation des gaz chauds vont entraîner l'air) et sa conséquence (les écoulements de l'air vont affecter la structure de flamme). Dans son article qui définit les mécanismes de propagation du feu, Williams décrit l'équation fondamentale de propagation par l'équation 30 [84].

$$\rho \cdot V \cdot \Delta h = \dot{q}'' \quad (30)$$

avec V la vitesse de propagation, ρ la masse volumique du combustible, $\dot{q}''$ le flux de chaleur incident et Δh l'énergie spécifique nécessaire pour chauffer le combustible à la température d'inflammation. Néanmoins, selon la configuration de la propagation de la flamme, l'expression de l'enthalpie nécessaire pour chauffer le matériau va être modifiée.

Une première approche a été développée par De Ris en 1969 pour modéliser la propagation d'une flamme de diffusion dans un écoulement laminaire [85]. Dans cette étude, la flamme rayonne sur le combustible vierge qui se dégrade et génère la production de gaz de pyrolyse. Cette production continue de gaz alimente la flamme à proximité et la déplace. Le mouvement de l'air induit est pris en compte, et est schématisé par la Fig. 19.

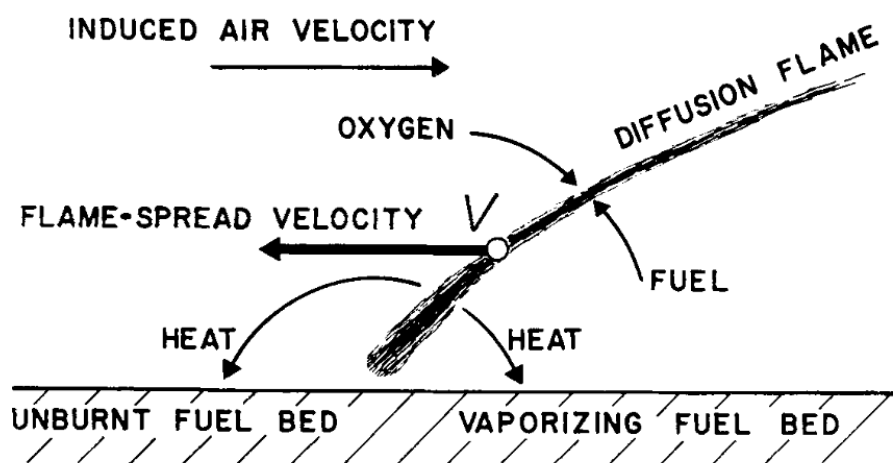


Fig. 19 : Description physique de la propagation de la flamme par De Ris [85].

Des modèles ont été proposés pour un matériau fin (ou thermiquement fin) et pour un matériau semi-infini (ou thermiquement épais). Ils prennent en compte l'écoulement de l'air et de la flamme et nécessitent une bonne connaissance de tous les paramètres physico-thermiques de l'air. Ceci est illustré par l'équation 31 pour un matériau thermiquement épais.

$$\frac{\rho_a \cdot c_p \cdot k \cdot V}{\rho_a \cdot c_{p,a} \cdot k_a \cdot V_a} = \left[\frac{T_f - T_v}{T_v - T_\infty} + \frac{2 \cdot R_1 \cdot F \cdot \left(\frac{2 \cdot k_a}{\rho_a \cdot c_{p,a} \cdot k_a \cdot V_a \cdot l_1} \right)}{\rho \cdot c_p \cdot V_a \cdot (T_v - T_0)} + \frac{2 \cdot R_2}{\pi \cdot c_{p,a} \cdot V_a (T_v - T_\infty)} \right]^2 \quad (31)$$

avec V_a la vitesse de l'air induite, $\rho_a \cdot c_{p,a} \cdot k_a$ les paramètres thermophysiques de l'air, T_f la température de la flamme, T_v la température de vaporisation, R_1 , R_2 et l_1 les constantes associées au transfert radiatif de la flamme décrite par les équations 32 (sur le matériau vierge) et 33 (dans la flamme) et F le facteur de forme de la flamme sur le matériau vierge.

$$R(x) = R_1 \cdot e^{(x/l_1)}; x < 0 \quad (32)$$

$$R(x) = R_2; x > 0 \quad (33)$$

Quintiere a développé un modèle simple de propagation de flamme sur un combustible solide [50,86,87]. Ce modèle, illustré par la Fig. 20, considère un matériau thermiquement épais et utilisant la température comme critère d'inflammation (T_{ig}). Le front de flamme se déplace suivant la direction x du matériau, x_b représente le front du matériau brûlé, x_p le front de pyrolyse et x_f le front d'influence de la flamme sur le matériau vierge. Les conditions aux limites à la surface du matériau en x sont alors décrites par l'équation 34, la conduction dans le matériau est égale au flux net externe (radiatif et convectif).

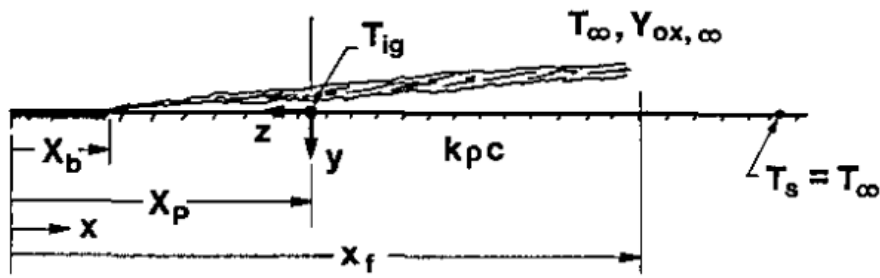


Fig. 20 : Modèle de propagation de la flamme par Quintiere [86]. La température initiale T_0 est écrite sous la forme T_∞ dans l'article.

$$-k \cdot \frac{\partial T}{\partial y} = \dot{q}''(x, t) + h \cdot (T - T_0) \quad (34)$$

La solution proposée par Quintiere au front de pyrolyse x_p avec $T = T_{ig}$ donne l'équation 35.

$$T_{ig} - T_0 = \frac{2 \cdot \dot{q}_f'' \cdot \sqrt{x_f - x_p}}{\sqrt{\pi \cdot k \cdot \rho \cdot c \cdot V}} + \frac{\dot{q}_e''(x_p)}{h} \cdot (1 - \exp(\tau) \cdot \operatorname{erfc}(\sqrt{\tau})) \quad (35)$$

$$\tau = \frac{h^2 \cdot t}{k \cdot \rho \cdot c} \quad (36)$$

Quintiere considère alors que l'échauffement du matériau provient de la contribution du flux de chaleur de la flamme $\dot{q}_f''$ et du flux de chaleur externe $\dot{q}_e''$. Sous l'effet de ce second flux, le matériau atteint une température de préchauffage noté T_s . Cet effet est décrit par l'équation 37.

$$T_s - T_0 = \frac{\dot{q}_e''(x_p)}{h} \cdot (1 - \exp(\tau) \cdot \operatorname{erfc}(\sqrt{\tau})) \quad (37)$$

Lorsque l'équation 37 est injectée dans l'équation 35 on obtient alors l'expression de la vitesse de propagation d'un matériau thermiquement épais proposée par Quintiere et décrite par l'équation 38.

$$V = \frac{\dot{q}_f''^2 \cdot (x_f - x_p)}{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c \cdot (T_{ig} - T_s)^2} = \frac{\dot{q}_f''^2 \cdot \delta_f}{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c \cdot (T_{ig} - T_s)^2} \quad (38)$$

avec δ_f la longueur d'influence de la flamme, distance entre l'extrémité de l'effet de la flamme et le front de pyrolyse.

Pour un matériau thermiquement fin et avec un développement similaire, on obtient l'équation 39.

$$V = \frac{\dot{q}_f'' \cdot \delta_f}{e \cdot \rho \cdot c \cdot (T_{ig} - T_s)} \quad (39)$$

En ce qui concerne l'effet de l'inclinaison sur la propagation, celle-ci a été moins étudiée. Cette inclinaison du matériau va favoriser l'augmentation de la vitesse de propagation.

En effet, tous les effets précédemment décrits sont toujours opérants mais les transferts par convection de la flamme et des gaz chauds de combustion sur le matériau inerte sont bien plus importants. La dégradation est alors plus rapide par rapport à l'orientation horizontale et le dégagement du combustible plus important.

Un modèle équivalent prenant en compte l'effet de l'inclinaison a été développé par Quintiere [50]. On considère le modèle de propagation horizontale assisté d'un écoulement forcé d'air concourant à la propagation développé par deRis et décrit par l'équation 40 [85]. Il est supposé que l'écoulement imposé d'air est dû aux effets de flottabilité et dont l'expression de la vitesse est décrite par l'équation 41 proposée par Quintiere [50]. Ce dernier a déduit de la combinaison des deux équations ci-dessus, l'équation 42 qui évalue la vitesse de propagation en fonction de l'inclinaison pour un matériau thermiquement épais.

$$V = \frac{k_a \cdot \rho_a \cdot c_{p,a} \cdot V_a \cdot (T_f - T_{ig})^2}{k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_s)^2} \quad (40)$$

$$V_a \sim (D_a \cdot g \cdot \cos(\phi))^{\frac{1}{3}} \quad (41)$$

$$V \sim \frac{k_a \cdot \rho_a \cdot c_{p,a} \cdot (D_a \cdot g \cdot \cos(\phi))^{\frac{1}{3}} \cdot (T_f - T_{ig})^2}{k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_s)^2} \quad (42)$$

avec D_a la diffusivité de l'air (m^2/s), g est l'accélération de la pesanteur (m/s^2) et ϕ l'angle d'inclinaison ($^\circ$).

B. Propagation de flamme sur des câbles électriques

Concernant les câbles électriques, la propagation du feu a principalement été étudiée sur des câbles de laboratoire. C'est notamment l'apport des études menées par Kobayashi *et al.* qui ont montré que sur ces câbles, l'âme a un rôle important de puit thermique : elle refroidit la gaine combustible ainsi que la flamme lors de la propagation [88]. Cet effet, schématisé par la Fig. 21, a été caractérisé en comparant des cœurs classiques en cuivre avec des cœurs en acier inoxydable.

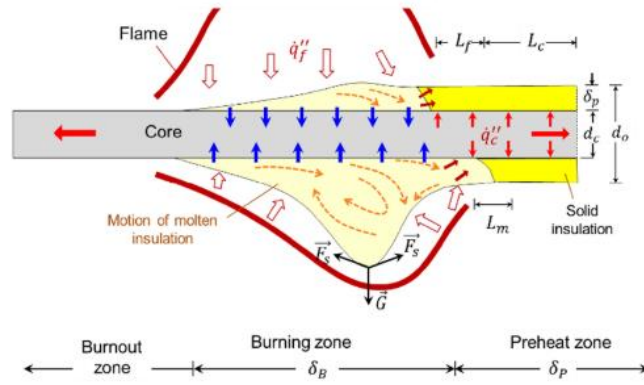


Fig. 21 : Schéma des transferts de chaleurs ayant lieu lors de la propagation horizontale [89].

Le flux émis par la flamme $\dot{q}_f''$ et reçu par la gaine, ainsi que la longueur de préchauffage L dépendent de la nature du câble (composition et architecture) et des conditions atmosphériques (pression et température).

Huang *et al.* ont étudié, sur des câbles de laboratoire de diamètres externes inférieurs à 1,2 mm, la transition entre l'inflammation par une source externe de chaleur et la propagation [90]. D'une part, ils ont montré qu'une augmentation de la conductivité thermique de l'âme du câble augmentait le délai d'inflammation ; en effet le câble possédant une âme en cuivre s'enflamme plus tardivement que celui avec l'âme en acier. D'autre part, lors de la phase d'accélération, la flamme peut s'éteindre et ne pas se maintenir. Pour éviter l'extinction, les auteurs ont maintenu la source de chaleur externe.

Pour des câbles de laboratoire, Hu *et al.* ont développé une relation analytique de la vitesse de propagation décrite par l'équation 43 [91]. Ce modèle, plus détaillé que les modèles académiques, n'est pour autant plus valable lorsque l'architecture du câble se complexifie ; par exemple, lorsque l'âme du câble n'est plus concentrique avec la gaine externe. Néanmoins, le modèle est parvenu à prédire correctement la vitesse de propagation sur ce type de câble. Seuls quelques cas avec un angle important s'écartent de la prédiction. Il a permis également de montrer que l'âme du câble a un rôle prépondérant dans les situations d'une propagation inclinée vers le bas.

$$V_f = \left[2 \cdot h_s \cdot r_s \cdot L_p + \frac{2 \cdot h_c \cdot r_c \cdot (W_f - L_p)}{\frac{2 \cdot h_c \cdot (W_f - L_p) \cdot L_p}{k_c \cdot r_c} + 1} \right] \times \frac{T_f - T_p}{\rho_p \cdot (r_s^2 - r_c^2) \cdot [c_p \cdot (T_p - T_0) + L] + \pi \cdot r_c^2 \cdot \rho_c \cdot c_c \cdot (T_p - T_0)} \quad (43)$$

avec h_s et h_c les coefficients de convection du câble et de l'âme nue, r_s et r_c les rayons du câble entier et de l'âme, ρ_p et ρ_c les masses volumiques de la gaine et du cœur, c_p et c_c les capacités calorifiques de la gaine et du cœur, k_c la conductivité thermique du cœur, L la chaleur latente de pyrolyse de la gaine externe, T_f la température de flamme, T_0 la température ambiante, T_p la température de pyrolyse de la gaine, W_f la longueur du câble entouré de flamme et L_p la longueur de pyrolyse.

La propagation de la flamme sur des câbles électriques commerciaux de plus grand diamètre a été très peu étudiée. Une étude récente menée par Wang et Wang [92] a caractérisé l'effet de la température initiale et du flux de chaleur incident sur la propagation horizontale de la flamme dans le cas d'un câble de laboratoire et d'un câble électrique formulé. Les phénomènes mis en jeu lors de la propagation pour ces deux câbles sont représentés sur la Fig. 22.

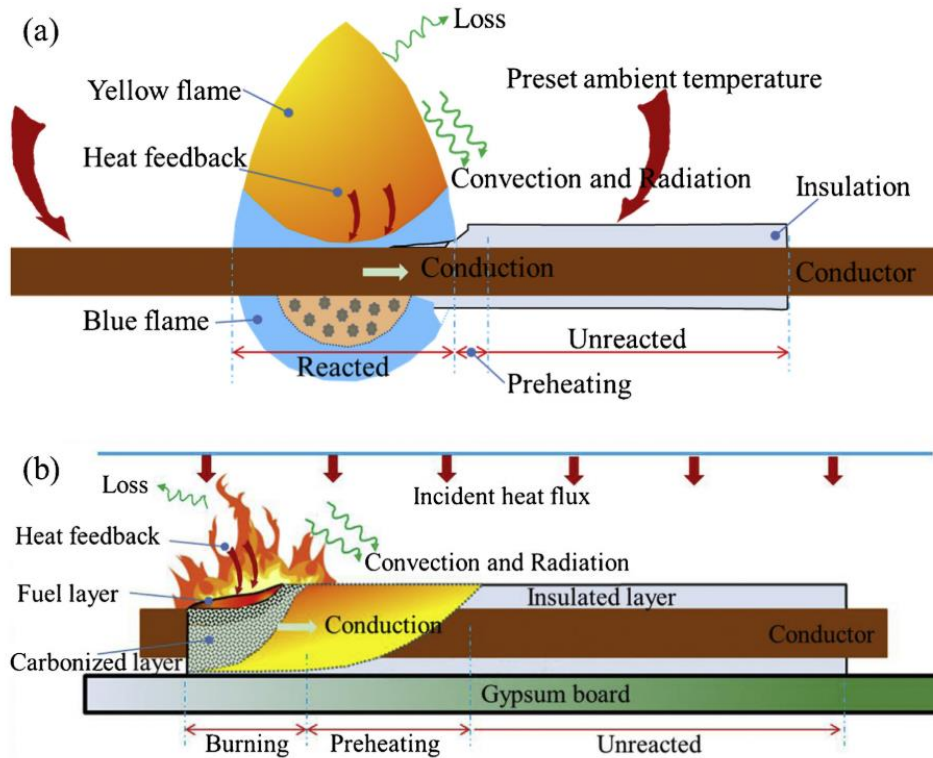


Fig. 22 : Processus de propagation de la flamme pour un câble de laboratoire (haut) et un câble commercial formulé (bas) [92].

Selon cette étude, la position du front de flamme du câble de laboratoire varie linéairement avec le temps, la vitesse de propagation est donc constante. Les auteurs sont parvenus à modéliser cette propagation en utilisant un modèle thermiquement fin. Seule la température ambiante influence la vitesse de propagation du câble de laboratoire. Lorsque la température augmente, les pertes par convection diminuent et par conséquent la vitesse de propagation augmente. A l'inverse, la propagation de la flamme du câble formulé est

plus complexe. D'une part, il est nécessaire d'avoir un environnement assez chaud pour que la flamme se propage. D'autre part, la propagation n'est pas aussi linéaire dans le temps, comme illustrée par la Fig. 23. Le front de flamme alterne entre des phases d'accélération et de décélération, voire de stagnation. Ces évolutions ont été attribuées aux effets des retardateurs de flamme ainsi qu'à la formation de la couche minérale.

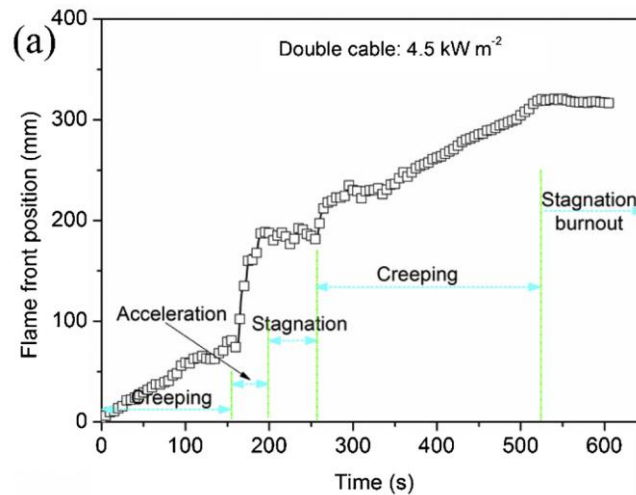


Fig. 23 : Propagation de la flamme au-dessus de deux câbles électriques formulés avec des retardateurs de flammes [92].

Similairement, une étude menée par Mangs et Hostikka a démontré l'effet du préchauffage de l'air ambiant sur la vitesse de propagation verticale d'un câble charbonnant [93]. Cependant, aucune publication n'a fait l'objet de l'effet de ce préchauffage dans une configuration horizontale et sur plusieurs câbles. Il existe alors un manque dans la littérature à ce sujet.

IV. Dispositifs d'essais pour étudier l'inflammation et la propagation du front de flamme

Plusieurs dispositifs expérimentaux ont été présentés à travers les études citées. L'un des dispositifs principaux pour étudier le comportement au feu des matériaux est le cône calorimètre. Cependant, du fait de sa taille, il n'existe aucune étude sur des échantillons à moyenne échelle pour étudier la propagation de la flamme au cône.

Le Fire Propagation Apparatus (FPA), dont un schéma est montré sur la Fig. 24, est un calorimètre permettant d'étudier la puissance dégagée lors d'une propagation verticale dans une atmosphère contrôlée [94]. Un échantillon est enflammé à l'aide de panneaux rayonnants émettant dans le proche infrarouge puis le front de flamme se propage.

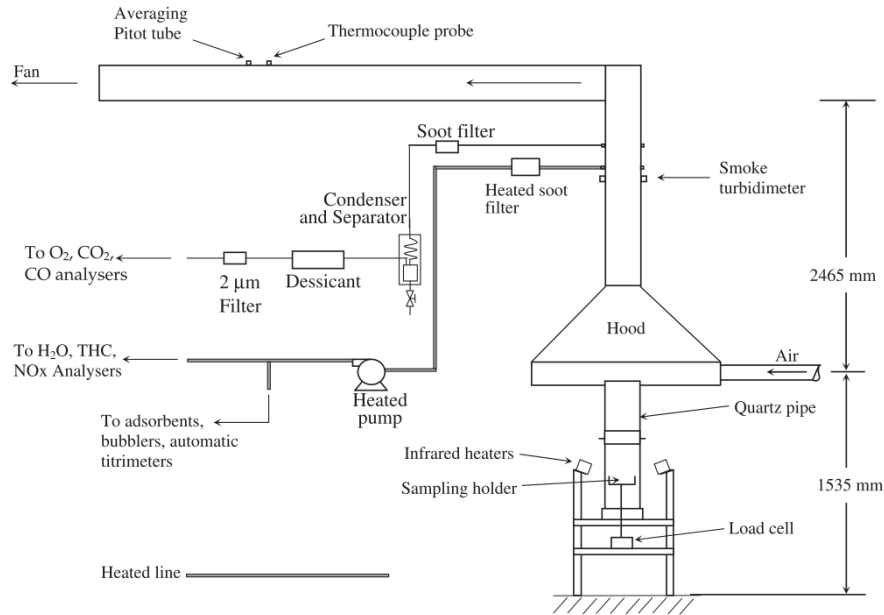


Fig. 24 : Schéma du dispositif FPA de l'INERIS [95].

Ces essais permettent de déterminer le TRP de l'échantillon mais également le FPI (Fire Propagation Index) décrit par l'équation 44. Cet indicateur permet de classer les matériaux suivant le comportement de la propagation de la flamme dans des conditions de chaleur externe importante, similaires à un feu à grande échelle. Plus le FPI est grand, plus la propagation sera importante [35].

$$FPI = 750 \cdot \frac{\left(\frac{\dot{Q}_{ch}}{\pi \cdot D_{ext}} \right)^{\frac{1}{3}}}{TRP} \quad (44)$$

avec $\dot{Q}_{ch}$ (kW) le maximum de puissance lorsque la consigne du taux d'oxygène est fixée à 40 % et D_{ext} (m) le diamètre du câble.

Une étude menée par Boulet *et al.* a caractérisé les spectres d'émission du cône calorimètre, du FPA et d'un corps noir. Le cône étant une résistance chauffante émet dans l'infrarouge moyen tandis que le FPA émet dans le proche infrarouge. Cette différence de spectre d'émission peut avoir des conséquences sur l'échauffement du matériau si celui-ci est semi-transparent dans la gamme de longueur d'onde considérée. Ainsi, cette étude a montré que dans certains cas, le flux émis par les lampes du FPA est réellement absorbé

par un échantillon de PMMA pouvait atteindre 32 % contre 91 % pour le cône calorimètre [96].

Un test commun pour mesurer la vitesse de propagation de la flamme sur un combustible est le LIFT (*Lateral Ignition and Flame Test*). Développé par le Laboratoire d'Ingénierie du NIST (*National Institute of Standards and Technology*) [97], le dispositif dispose d'un panneau rayonnant avec une flamme de prémélange d'air et de méthane. Ce panneau rayonne sur un échantillon de 80 cm de longueur orienté verticalement avec un angle réglé par rapport à l'échantillon à tester. Cet angle a pour effet d'imposer un gradient de flux de chaleur incident sur l'échantillon, montré sur la Fig. 25. Une flamme pilote enflamme l'échantillon du côté où le panneau impose le maximum de flux de chaleur, puis le front de flamme se déplace sur la longueur. La vitesse de ce front de flamme va diminuer avec le gradient du flux incident jusqu'à atteindre le bout de l'échantillon ou non. Dans le second cas, le flux de chaleur incident situé à la position d'extinction du front de flamme correspond au flux de chaleur critique de propagation de l'échantillon testé. Dietenberger a mené une étude pour comparer la température d'inflammation et les paramètres thermophysiques mesurés avec le cône calorimètre et le LIFT, les essais ont montré un bon accord [98].

Pour mesurer cette propagation, certains auteurs relèvent à l'œil les instants de passage du front de flamme à des positions précises. Cependant, la plupart des études se basent sur une instrumentation vidéo pour déterminer la position du front de flamme. Une étude récente a exploité les images vidéo obtenues par caméra pour identifier finement le front de formation du Char formé au cœur de la flamme [99]. Pour y arriver, la lumière de la salle a été configurée en utilisant un éclairage à spectre étroit (ou *narrow-spectrum illumination*), visible sur la Fig. 26, et des filtres optiques spécifiques ont été mis en place sur l'objectif de la caméra afin que la flamme devienne invisible pour le capteur.

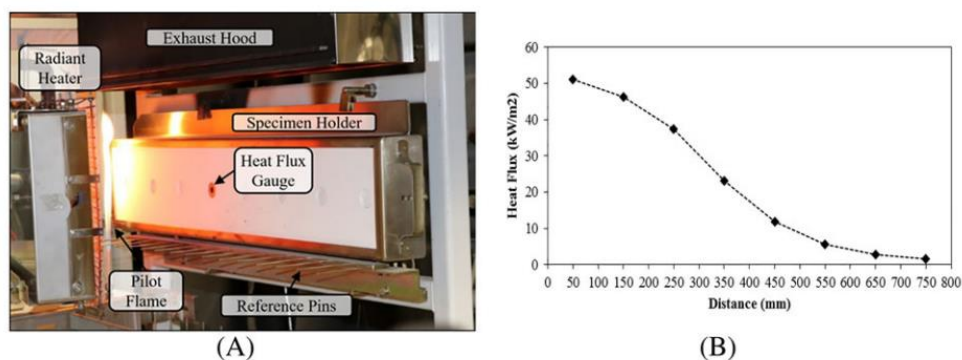


Fig. 25 : Calibration et cartographie du flux de chaleur incident sur la longueur du LIFT [99].

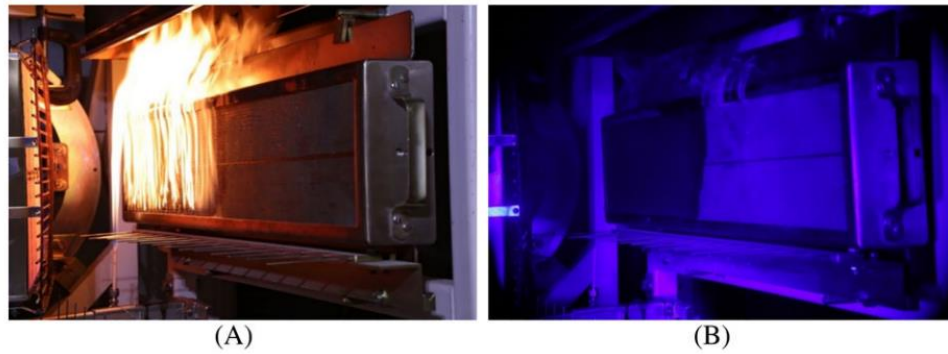


Fig. 26 : Photographies d'un essai LIFT avec un éclairage blanc standard (A) et à spectre étroit (B) [99].

D'autres dispositifs moins conventionnels, permettant de caractériser la propagation, ont été développés par des laboratoires. Parmi ces tests, Gallo *et al.* ont reproduit à une échelle intermédiaire le test CPR, montré sur la Fig. 27 [20]. Comme pour les essais au cône ou au test CPR, le dispositif permet l'étude de la puissance dégagée ainsi que des fumées produites. La puissance du brûleur est fixée à 5 kW au lieu de 20 kW sur le test EN 50399. Le ratio des puissances dégagées, quant à lui, passe de 1 à 5 entre ce dispositif et l'essai CPR. Similairement, Girardin *et al.* ont aussi développé un dispositif permettant d'imiter les essais EN 50399 à échelle intermédiaire dans le but de tester les formulations de câbles électriques [22]. Il a été montré qu'il était possible de prédire à l'aide de ce dispositif le comportement du câble formulé au test CPR.

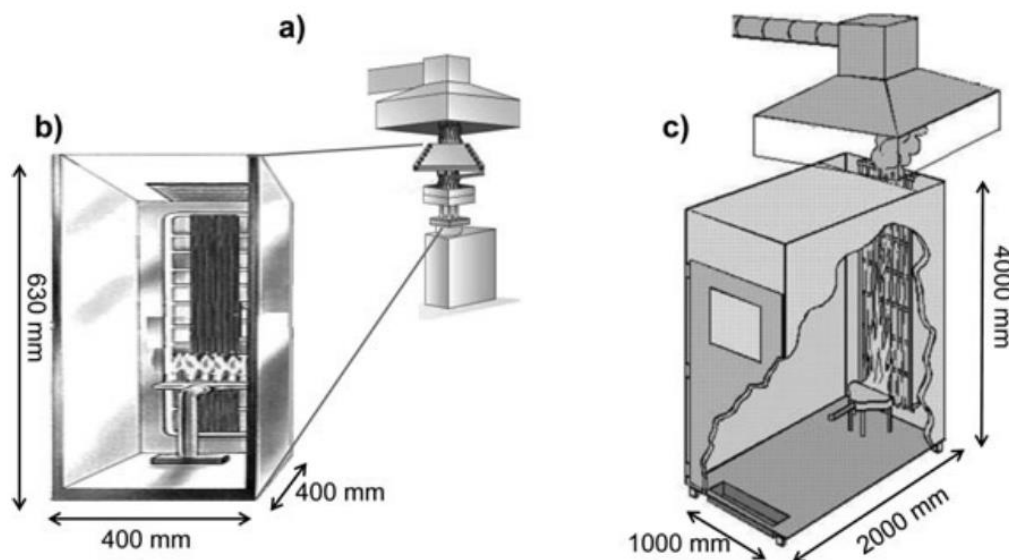


Fig. 27 : Illustration d'un cône calorimètre (a), du dispositif moyenne échelle (b) et du test CPR (c) [20].

Sarazin *et al.*, ont réalisé une étude sur l'effet du courant traversant le conducteur du câble sur l'intumescence du char [100]. Dans cette étude, le câble électrique est simulé par une plaque de polymère formulée traversée par un fil de cuivre. Plusieurs essais au cône calorimètre couplés à l'analyse par spectroscopie infrarouge à transformée de Fourier (ou FTIR) ont été réalisés. Une attention particulière a été apportée sur la propagation de la flamme en position horizontale et verticale. Pour faire ces essais de propagation, un nouveau dispositif, montré sur la Fig. 28, a été développé.

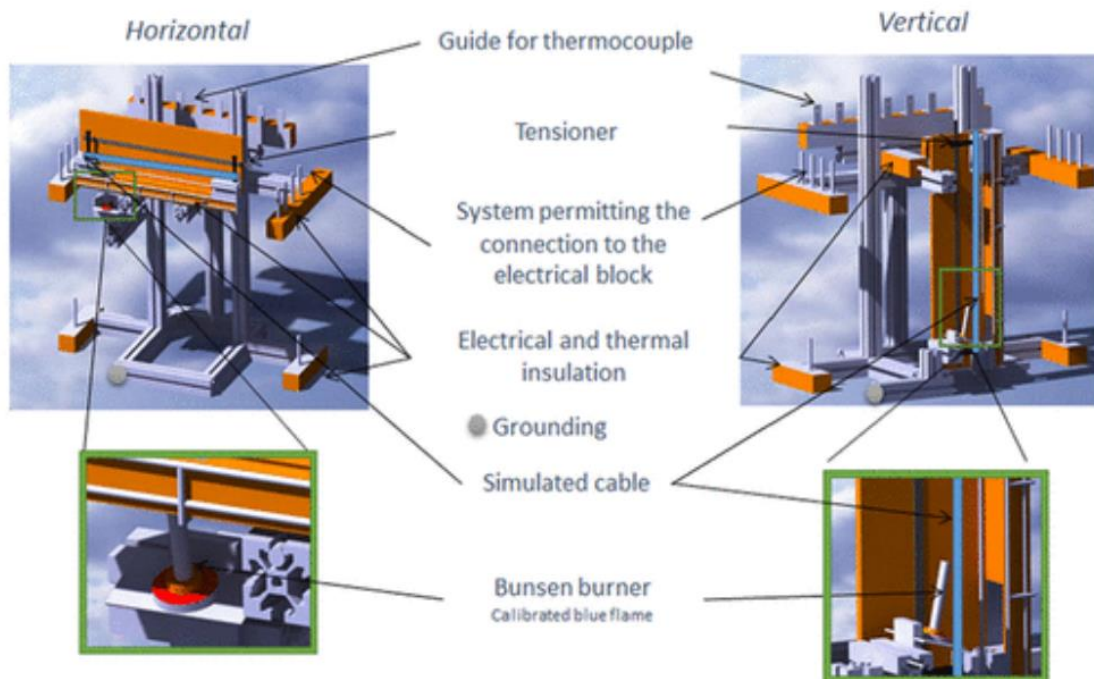


Fig. 28 : Description du dispositif de propagation du feu en position horizontale et verticale [100].

Parmi les dispositifs présentés, aucun ne permettent d'étudier la propagation d'un chemin de câble avec un préchauffage.

V. Conclusion

Les travaux de recherche entrepris dans le cadre de cette thèse visent à étudier les modèles d'inflammation et de propagation de câbles électriques à petite et moyenne échelle. L'étude bibliographique proposée dans ce chapitre a ainsi examiné les modèles d'inflammation et de propagation de la littérature disponibles pour des matériaux académiques et ensuite pour des câbles électriques. L'objectif était de sélectionner les modèles d'inflammation et de propagation qui seront utilisés pour prédire pour le comportement des échantillons de câbles électriques (petite échelle) et ensuite celui d'un chemin de câbles (moyenne échelle).

Parmi les modèles d'inflammation recensés dans ce chapitre (modèles de Quintiere, Delichatsios et Lamorlette & Candelier) pour des matériaux académiques (i.e., homogènes, inertes et de géométrie plane), le modèle de Quintiere a été retenu. En effet, ce modèle est simple et il est cohérent avec celui proposé par Delichatsios pour des matériaux dont le comportement est thermiquement épais. De plus, une étude préliminaire à ces travaux de thèse a révélé que le modèle de Quintiere prédisait correctement à petite échelle (cône calorimètre) les délais d'inflammation de câbles électriques à base de PE et d'EVA et contenant un retardateur de flamme sans halogène (ATH). Ce type de câbles récents, rencontré sur les installations nucléaires, est en effet le 1^{er} type de câbles étudié dans le cadre de ces travaux de recherche. Le 2^{ème} type de câble étudié lors de cette étude, également rencontré sur les installations nucléaires, possède des gaines qui contiennent du PVC. Le modèle de Quintiere sera donc étudié pour plusieurs câbles électriques appartenant à l'un des deux types de câble électrique défini ci-dessus dans un premier temps à petite échelle (échantillons de câbles) puis à moyenne échelle (chemin de câbles). Ces caractérisations devront en particulier prendre en considération le flux de chaleur absorbé au sein des câbles électriques afin de se placer dans les conditions requises pour valider ce modèle pour les deux types de câbles électriques étudiés.

Concernant les modèles de propagation proposés pour des matériaux académiques, ce chapitre a permis d'identifier les modèles développés par Williams, De Ris et Quintiere. Cette étude bibliographique a également identifié des travaux et modèles relatifs à la propagation des flammes sur des câbles électriques. Néanmoins, ces études ne concernent que des câbles électriques de laboratoire qui sont caractérisés par l'absence de retardateur de flamme et une structure de câble monobrin. Cette configuration de câble qui impacte notablement la propagation des flammes est éloignée de celles des câbles électriques étudiés lors ces travaux de recherche. Ces derniers câbles possèdent en effet plusieurs couches de matériaux plastiques et des retardateurs de flamme. Par conséquent, le choix s'est donc porté sur l'un des trois modèles académiques cités ci-avant et c'est le modèle de Quintiere qui a été retenu. Ce modèle sera donc étudié pour les câbles électriques identiques à ceux pris en compte dans l'étude de l'inflammation, dans un premier temps à petite échelle (échantillons de câbles) puis à moyenne échelle (chemin de câbles). Ces caractérisations devront en particulier mesurer la vitesse du front de flamme, les températures des câbles avant inflammation et le flux de chaleur émis par le front de flamme et reçu par les câbles avant leur inflammation.

Une présentation non exhaustive des dispositifs expérimentaux à petite et moyenne échelle a montré qu'il n'existait pas de dispositif pour l'étude simultanée de l'inflammation et de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques horizontal. C'est pourquoi, un nouveau dispositif expérimental nommé CISCO (*Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions*) a été développé dans le cadre de cette thèse et sera qualifié pour mener les essais à moyenne échelle. Ces essais permettront donc d'étudier les modèles

Chapitre I : Etude bibliographique

d'inflammation et de propagation proposés par Quintiere pour un chemin de câbles électriques horizontal.

Chapitre II.

Matériaux et méthodes

I. Câbles électriques étudiés

Deux types de câbles sont étudiés lors des travaux de cette thèse. Ils se distinguent notamment par la composition des gaines externes. Le 1^{er} type de câbles comporte des gaines externes avec une matrice constituée d'un mélange de polyéthylène (PE) et d'éthylène-acétate de vinyle (EVA) avec un retardateur de flamme d'alumine trihydratée (ATH), tandis que le 2nd est constitué principalement de polychlorure de vinyle (PVC). Les compositions des câbles du second type et celles de leurs gaz de combustion ont été étudiées par Decimus *et al.* [65]. Les deux types de câbles sont repérés par les identifications suivantes : « PE² » et « PVC » respectivement. Ces deux types de câbles sont fréquemment rencontrés sur les installations nucléaires [6,17].

Les noms, marques, références, diamètres externes et la masse linéique des câbles du premier type sont reportés dans le Tableau 2 tandis que ceux du second type sont donnés dans le Tableau 3 et le Tableau 4. Les éléments qui composent les architectures des câbles ainsi que leurs taux massiques sont également répertoriés. Pour des soucis de clarté et à l'exception des blindages métalliques, les éléments ayant un taux massique inférieur à 2 % n'ont pas été répertoriés. Il s'agit de films plastiques ou de fibres pour maintenir les éléments conducteurs lors de la fabrication. Quatre câbles ont également un bouclier métallique, composé d'aluminium ou d'acier inox, qui sépare les éléments internes des éléments externes.

² L'abréviation « PE » a été préférée à l'abréviation « PE/EVA/ATH » pour ne pas alourdir la nomenclature.

Tableau 2 : Câbles avec une gaine externe en PE/EVA

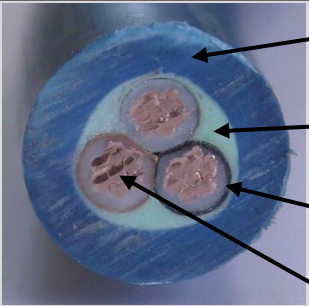
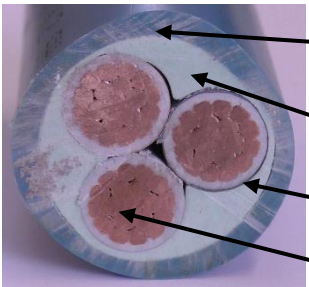
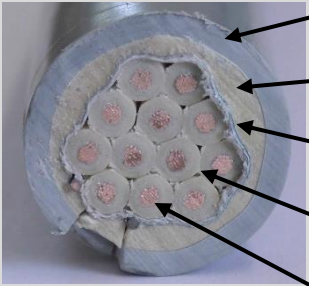
<i>Câble</i>	Constructeur	Référence	Diamètre externe	Masse linéique	Section	Eléments	Taux massique
<i>PE Bleu 1</i>	Nexans	279 3x2,5mm ² Cu CST 74C 068 00 K1 SH	12 mm	0,25 kg/m		Gaine externe	54 %
						Remplissage	8 %
						Gaine interne	9 %
						Conducteur	29 %
<i>PE Bleu 2</i>	Nexans	279 3x95mm ² Cu CST 74C 068 00 K2 SH	38 mm	3,67 kg/m		Gaine externe	14 %
						Remplissage	10 %
						Gaine interne	6 %
						Conducteur	71 %
<i>PE Gris</i>	Eupen	NU-SHX(ST)HX 12x1,5mm ²	21 mm	0,70 kg/m		Gaine externe	28 %
						Gaine médiane	28 %
						Bouclier	1 %
						Gaine interne	19 %
						Conducteur	20 %

Tableau 3 : Câbles avec une gaine externe en PVC (1/2)

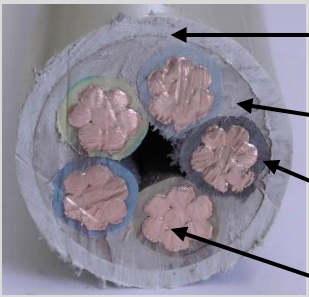
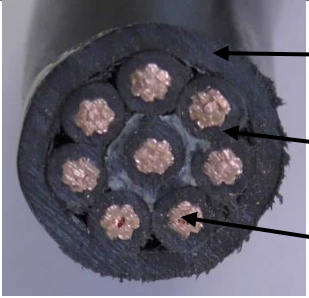
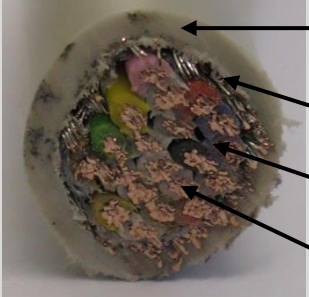
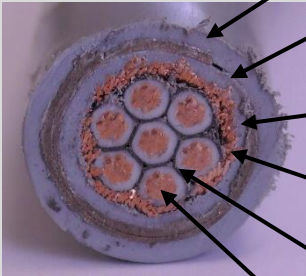
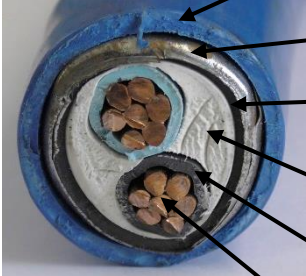
Câble	Constructeur	Référence	Diamètre externe	Masse linéique	Section	Eléments	Taux massique
PVC Blanc	NKT	NYM-J 5x25 mm ² RM GRAU	28 mm	2,00 kg/m		Gaine externe	14 %
						Remplissage	15 %
						Gaine interne	12 %
						Conducteur	59 %
PVC Noir	Fujikura	SHCVV 8x2 mm ²	14 mm	0,33 kg/m		Gaine externe	29 %
						Gaine interne	25 %
						Conducteur	44 %
PVC Beige	Lapp Kabel	UNITRONIC 10x2x0.25 ROHS	11 mm	0,16 kg/m		Gaine externe	35 %
						Bouclier	18 %
						Gaine interne	18 %
						Conducteur	28 %

Tableau 4 : Câbles avec une gaine externe en PVC (2/2)

<i>Câble</i>	Constructeur	Référence	Diamètre externe	Masse linéique	Section	Eléments	Taux massique
<i>PVC Gris</i>	Nexans	279 ARME CuCST 74C06800K3 7x1.5mm ²	16 mm	0,43 kg/m		Gaine externe	21 %
						Bouclier 1	21 %
						Gaine médiane	14 %
						Bouclier 2	16 %
						Gaine interne	9 %
						Conducteur	18 %
<i>PVC Bleu</i>	Acome	798 LD 06 2x35 Cu 74 C 057 00	27 mm	1,52 kg/m		Gaine externe	15 %
						Bouclier	10 %
						Gaine médiane	10 %
						Remplissage	19 %
						Gaine interne	6 %
						Conducteur	39 %

II. Caractérisations des matériaux

A. Pycnomètre à hélium

Les masses volumiques sont mesurées à l'aide d'un pycnomètre à hélium (Micromeritics AccuPyc 1330). Une première chambre est remplie d'hélium jusqu'à atteindre une pression relative entre 15 et 19 psig. Ensuite, tout l'hélium est transféré dans une seconde chambre où se situe l'échantillon de quelques milligrammes. La différence de pression entre les deux chambres permet de déterminer le volume de l'échantillon puis, connaissant sa masse, sa masse volumique.

B. Calorimétrie différentielle à balayage (DSC)

La capacité calorifique spécifique est mesurée en utilisant un calorimètre différentiel à balayage (Perkin Elmer Pyris Diamond). Deux capsules, dont l'une renferme l'échantillon à analyser, sont chauffées en utilisant une procédure dite StepScan (i.e., des cycles de montée en température suivie d'une isotherme). Cette technique permet à la fois d'observer les réactions exothermiques et endothermiques par comparaison avec la capsule de référence mais également de limiter les effets d'inertie thermique du matériau. La capacité calorifique est alors déterminée à pression constante à l'aide de l'Eq. 45.

$$c_p = m^{-1} \times \frac{\partial h}{\partial T} \quad (45)$$

avec c_p la capacité calorifique spécifique de l'échantillon (J/(kg.K)), m la masse de l'échantillon (kg), ∂h la variation d'enthalpie de l'échantillon (J) et T la température de l'échantillon (K). Les masses des échantillons sont de $3 \pm 0,5$ mg et la température évolue de 0 à 40 °C. La montée en température se fait en 3 étapes principales :

- une première phase isotherme de 5 minutes à 0 °C pour stabiliser la température de l'échantillon,
- puis une étape de chauffe de l'échantillon de 1 °C sur 30 s (i.e., une vitesse de chauffe de 2 °C/min) et
- une étape isotherme pendant 30 s.

Les deux dernières étapes, la montée suivie du maintien en température sur une minute au total, sont répétées 40 fois pour atteindre la température finale de 40 °C.

La capacité calorifique est ensuite déterminée pour une température de 20 °C (considérée comme la température ambiante) à l'aide d'une régression linéaire comme illustré sur la Fig. 29.

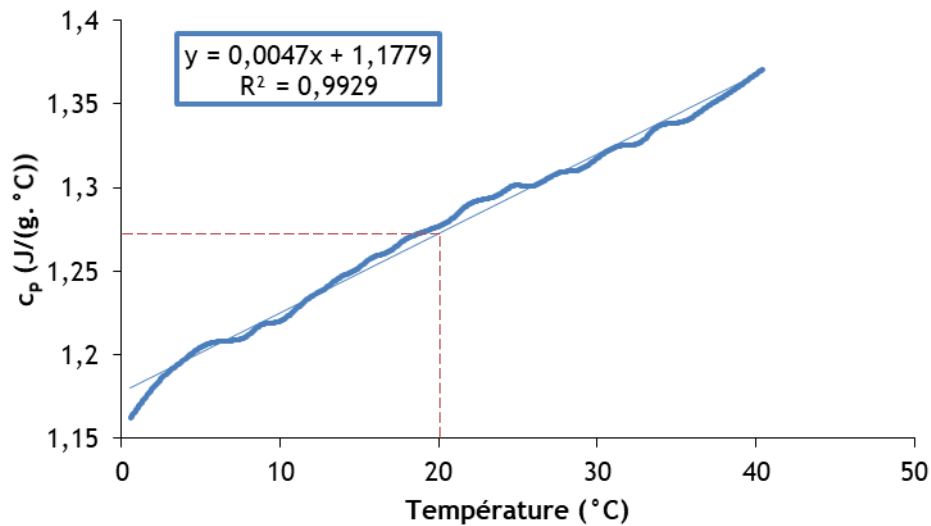


Fig. 29 : Capacité calorifique spécifique mesurée par DSC

C. Xenon Flash Apparatus (XFA)

La diffusivité thermique des matériaux étudiés est mesurée à l'aide du XFA 300/600 (*Xenon Flash Apparatus*) de Linseis. Le principe de fonctionnement de cet appareil consiste à soumettre l'une des surfaces d'un échantillon du matériau à une impulsion énergétique générée par une lampe au xénon. La température de la surface opposée est relevée par un pyromètre. Connaissant l'épaisseur de l'échantillon (qui doit être la plus homogène possible) et l'évolution temporelle de cette température, l'équation de la chaleur permet de retrouver la diffusivité du matériau, comme montré sur la Fig. 30. Pour assurer une diffusion unidimensionnelle et limiter les effets de bords, une couche de graphite conducteur thermique est rajoutée sur chacune des deux surfaces de l'échantillon. L'échantillon est positionné dans le vide pour supprimer les échanges convectifs.

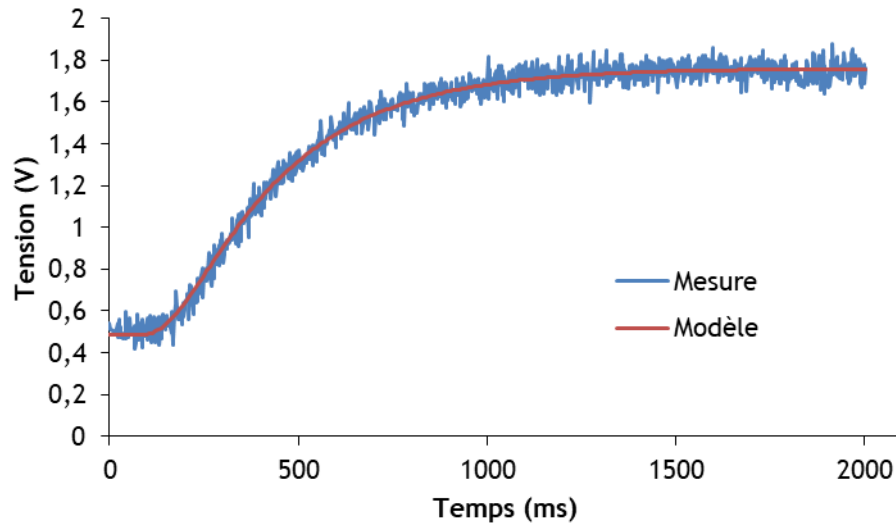


Fig. 30 : Résultats d'un essai au XFA de la diffusion de la chaleur

Les échantillons du XFA sont des disques de 25 mm de diamètre et de $4 \pm 0,5$ mm d'épaisseur. Les échantillons ont été préparés par thermo-presse pour aplanir les matériaux. Les gaines externes en PVC ont été soumises à une pression de 20 bars et à une température de 120 °C et de 180 °C pour celles en PE/EVA.

D. Détermination de la conductivité thermique

La conductivité thermique est issue de la connaissance des trois autres paramètres thermophysiques. Ce calcul est fait selon l'Eq. 46.

$$k = \rho \cdot c_p \cdot D \quad (46)$$

avec k la conductivité thermique (W/m/K), ρ la masse volumique (kg/m^3), c_p la capacité calorifique spécifique (J/kg/K) et D la diffusivité thermique (m^2/s).

E. Analyse thermogravimétrique (ATG)

Les dégradations thermiques des matériaux sont étudiées par des analyses thermogravimétriques (ATG) en utilisant un appareil SETSYS Evolution de la société Setaram. L'échantillon étudié, dont la masse est de $10 \pm 0,5$ mg, est positionné sur une balance dans un four dont la montée en température a été fixée à 10 °C/min sous azote. La dégradation du matériau induit une perte de masse qui sert à caractériser les étapes de décomposition de l'échantillon.

F. Pyrolysis Combustion Flow Calorimetry (PCFC)

L'énergie libérée par pyrolyse anaérobie et combustion complète est mesurée à l'aide d'un microcalorimètre de combustion, appelé également *Pyrolysis Combustion Flow Calorimetry* (PCFC) développé par Lyon et Walters [101]. Son principe de fonctionnement, illustré sur la Fig. 31, consiste à dissocier les phénomènes de pyrolyse et de combustion en les séparant par deux chambres pilotées en température. La première est la chambre de pyrolyse, dans laquelle l'échantillon de masse $3 \pm 0,5$ mg est positionné. La température de cette chambre va s'élever à vitesse constante (1 K/s) engendrant la dégradation du matériau. Les gaz produits lors de cette dégradation vont être acheminés en continu vers la seconde chambre, la chambre de combustion, dans laquelle la température est fixée à 900 °C et le taux d'oxygène proche de celui de l'air (i.e., correspondant à un taux volumique de 20 %), provoquant la combustion spontanée du gaz combustible. La puissance thermique libérée par la combustion est alors estimée à partir de la concentration en oxygène d'après l'Eq. 47.

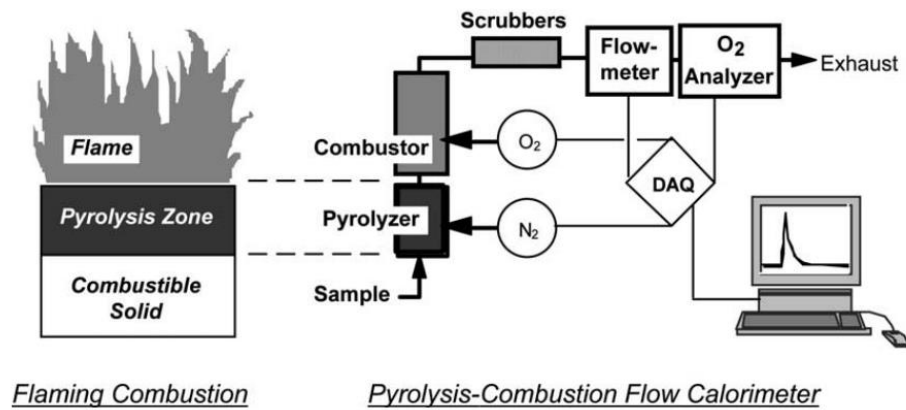


Fig. 31 : Principe de fonctionnement d'un PCFC

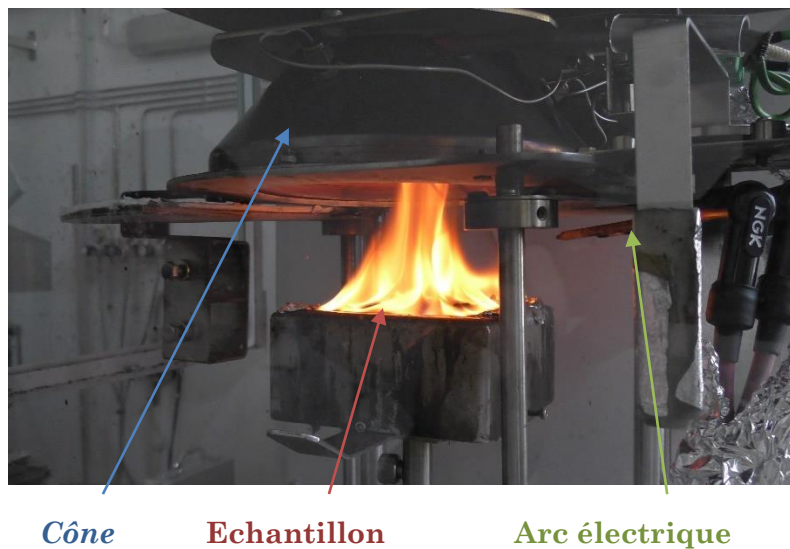
$$\dot{Q}(t) = C \times \Delta \dot{m}_{O_2} \quad (47)$$

avec $\dot{Q}(t)$ la chaleur dégagée par la combustion en kW , $\Delta \dot{m}_{O_2}$ la consommation d'oxygène en g_{O_2}/s et C la constante de libération d'énergie par consommation d'oxygène qui vaut $C = 13,1 \pm 0,6 \text{ kJ}/g_{O_2, \text{consommé}}$

III. Caractérisations de l'inflammation à petite échelle

A. Le cône calorimètre

Selon Babraukas et Parker [42], le *National Bureau of Standard* aux Etats-Unis a développé, dans les années 70, un appareil permettant d'étudier le comportement du feu de matériaux soumis à un flux rayonnant incident (inspiré par un cône chauffant de l'*International Organization for Standardization*). Cet appareil, visible sur la Fig. 32, est un cône calorimètre ; il est composé d'une résistance chauffante en forme de cône considérée comme un corps noir et qui a donné son nom au dispositif, d'une balance relevant la masse de l'échantillon, d'une extraction avec prélèvement pour évacuer et analyser les gaz brûlés et d'un arc électrique permettant l'inflammation pilotée de l'échantillon.



Cône

Echantillon

Arc électrique

Fig. 32 : Essai au cône calorimètre.

1. La procédure

Les caractérisations de l'inflammation à petite échelle, et plus particulièrement la détermination du délai d'inflammation, ont été réalisées en utilisant un cône calorimètre de marque FTT (Fire Testing Technology). La procédure pour tester des câbles électriques a été développée dans la norme internationale ISO 5660 et mise en œuvre par exemple dans le programme CHRISTIFIRE [5]. Le support du cône calorimètre est entièrement rempli par des sections de câble de 10 cm posées sur un isolant thermique permettant de respecter la condition adiabatique, visible sur la Fig. 33. Cependant, il a été observé que la grille qui permet d'assurer le positionnement des câbles lors d'un essai jouait un rôle de cache sur l'échantillon. De plus, la présence de la grille conduit à une configuration qui ne représente pas de manière réaliste celle d'un chemin de câbles électriques. C'est pourquoi la grille recommandée par la norme ISO 5660 n'a pas été mise en œuvre lors des essais sous cône calorimètre réalisés dans le cadre de cette thèse.



Fig. 33 : Disposition d'un échantillon de câble selon la norme ISO 5660 (gauche) et la configuration étudiée dans le cadre de cette thèse (droite).

L'échantillon est exposé à différents flux variant de 25 à 75 kW/m² dans des conditions bien ventilées (avec un débit d'extraction égal à 24 l/s pour tous les essais) et avec une inflammation pilotée (par un arc électrique). La distance entre la base du cône chauffant et l'échantillon est fixée à 25 mm pour la plupart des essais. Quelques essais ont été réalisés avec une distance de 60 mm.

2. Caméra infrarouge et température d'inflammation

Afin de mesurer la température de surface critique d'inflammation, qui est l'un des critères d'inflammation considérés dans la littérature, certains essais ont été réalisés en utilisant une caméra thermique infrarouge, visible sur la Fig. 34. Pour ces essais, la distance entre la base du cône et l'échantillon a été spécialement augmentée à 60 mm afin d'obtenir un angle suffisant pour la lecture de la température par la caméra. Un angle de 90° par rapport à la surface de l'échantillon étant en effet idéal. Pour la lecture de la température, l'émissivité du matériau est fixée à 0,9 et la mesure provient de la moyenne des températures mesurées sur une partie de la surface exposée comme illustrée sur la Fig. 35.

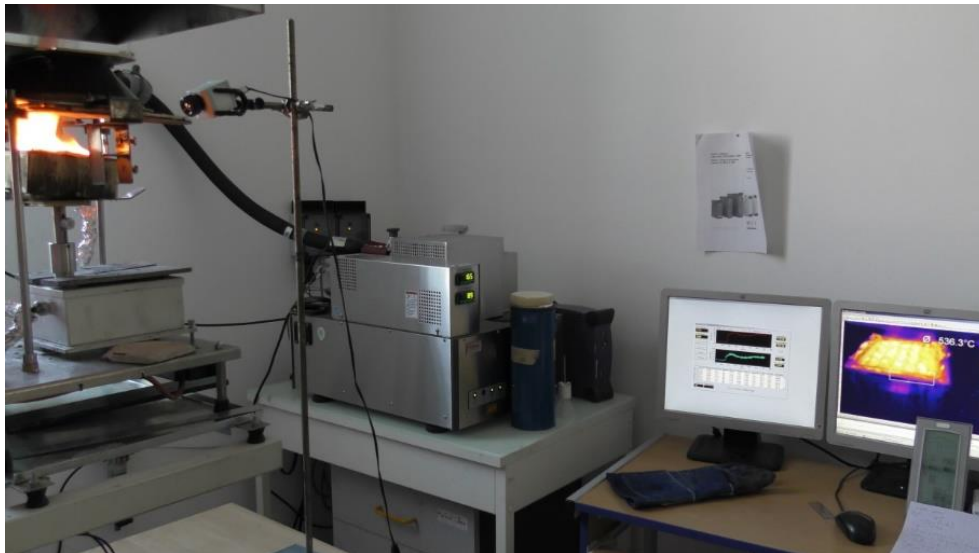


Fig. 34 : Mesure par la caméra infrarouge lors d'un essai au cône calorimètre.

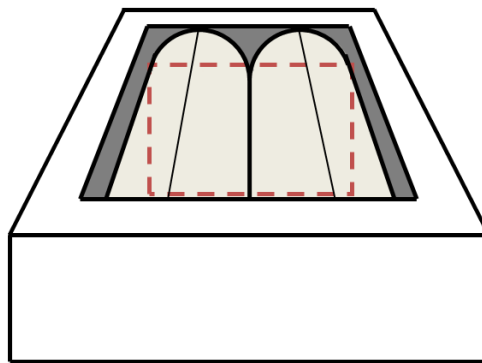


Fig. 35 : Schéma en perspective du support du cône calorimètre et deux sections de câbles du point de vue de la caméra thermique avec la zone de mesure (pointillé rouge).

B. Caractérisation de la morphologie du résidu carboné

La morphologie du résidu charbonneux (char), présent sur certains câbles, et plus particulièrement son volume total (i.e., le volume du solide et le volume des poches de gaz du char) ont été étudiés par photogrammétrie.

1. Formation au cône calorimètre

La formation du char avant inflammation a été observée au cône calorimètre pour les échantillons de câbles électriques PVC qui ont été exposés à irradiance de 25, 35 et 50 kW/m². Pour ces essais, une unique section de câble est mise en place dans le porte-échantillon. De plus, la hauteur entre l'échantillon et le cône est de 25 mm (sauf pour le PVC Blanc, la hauteur a été réglée pour 60 mm car l'intumescence du char formé était importante). Pour une configuration donnée, la procédure suivie pour former une série de char est la suivante :

- Un premier échantillon est exposé au flux du cône en présence de l'arc électrique pour mesurer les délais d'apparition du char et d'inflammation.
- Une fois ces deux délais relevés, l'intervalle d'étude est déduit par l'Eq. 48. Il reste à déterminer les temps d'exposition des échantillons à former.

$$t_i = t_{char} + i \cdot \frac{t_{ign} - t_{char}}{n} \text{ avec } i \in [1:n] \quad (48)$$

avec t_i le temps d'exposition de l'échantillon i , t_{char} le temps d'apparition du char (s) et t_{ign} le délai d'inflammation (s).

2. Prises de vues et reconstruction 3D

Pour reconstruire un objet par photogrammétrie, la parallaxe entre les photographies doit permettre de reconnaître les positions relatives des prises de vues. C'est pourquoi, il est nécessaire de laisser l'objet étudié dans son environnement avec une source d'éclairage fixe. Cependant il a été décidé de modifier le point de vue en imposant une lumière portée verticalement et de tourner l'objet plutôt que l'appareil. La reconstruction dépendra de la bonne réalisation de ce protocole car un placement décalé de la source lumineuse se traduira par une différence de l'ombre de l'objet au fil des clichés analysés. Cette légère incohérence suffit pour empêcher la reconstruction par le logiciel utilisé, Agisoft PhotoScan.



Fig. 36 : Prises de vues de l'objet à reconstruire.

Une fois l'analyse terminée, il en résulte un nuage de points et un maillage de l'objet paramétré de manière à obtenir une résolution suffisamment grande pour obtenir des données précises. Il est possible d'appliquer au maillage une texture. Une reconstruction monochrome puis texturée est visible sur la Fig. 37. Pour de hauts flux, le char est reconstruit sans le détacher du reste de la section de câble (voir Fig. 38) car il devient plus

fragile et se détruit aisément. Pour ces échantillons, la section du câble est retirée par post-traitement.

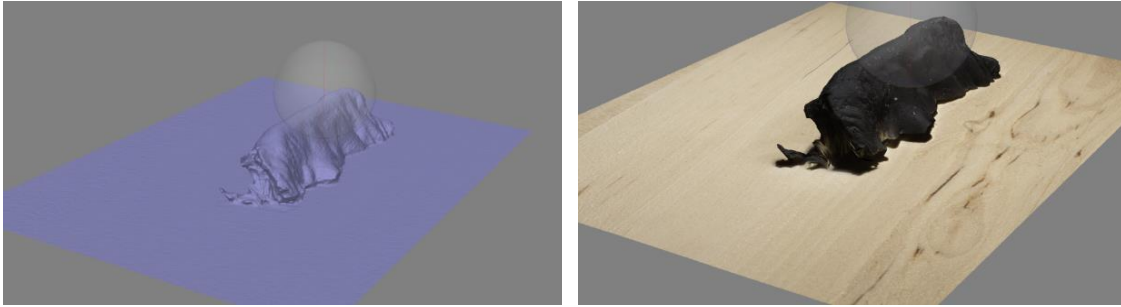


Fig. 37 : Maillages d'un char reconstruit monochrome (gauche) et texturé (droite).

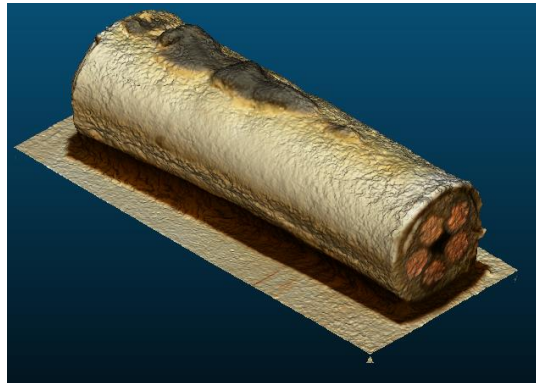


Fig. 38 : Maillage de reconstruction de char avec section de câble.

3. Exploitation du maillage

L'estimation du volume se fait à partir du nuage de points obtenu en intégrant la zone circonscrite par la surface. Cette exploitation est réalisée avec le logiciel CloudCompare. Les captures d'écrans visibles sur la Fig. 39 proviennent du logiciel.

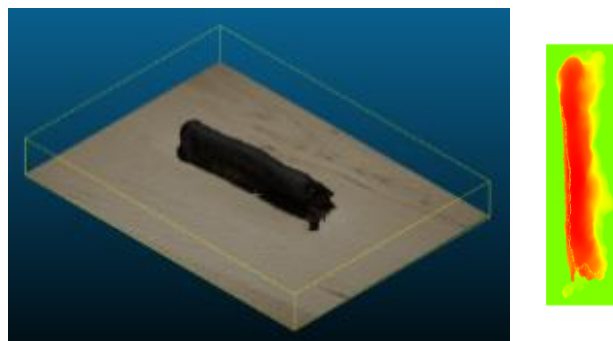


Fig. 39 : Captures d'écran du logiciel CloudCompare du maillage (gauche) et du champ de hauteurs relatives des points du nuage (droite).

C. Algorithme d'optimisation de paramètres PSO

Pour améliorer les paramètres utilisés dans le modèle d'inflammation (Chapitre III) ainsi que pour optimiser les cartographies du flux de chaleur incident (Chapitre IV), un algorithme d'optimisation de paramètre est nécessaire. Ces algorithmes permettent de modifier dans un domaine imposé chaque paramètre pour faire correspondre au mieux le modèle aux points expérimentaux. L'évaluation d'un jeu de paramètres modifiés se fait grâce à une fonction coût décrite par l'équation 49.

$$f_{cout} = \|y_{modele}(x) - y_{experience}\| \quad (49)$$

Cette fonction coût est le cœur des algorithmes d'optimisation et elle permet ainsi de les piloter. Elle peut être définie suivant 3 normes possibles. La première de ces normes est la norme infinie qui décrit la fonction coût comme étant égale à la différence maximale entre le modèle et les points expérimentaux. La norme 1, quant à elle, caractérise cette fonction par la somme des différences entre le modèle et l'expérience. Enfin, la norme 2 (ou norme euclidienne), choisie pour l'étude et définie par l'Eq. 50, décrit l'erreur comme la somme des différences au carré.

$$f_{cout} = \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_{modele,i}(x) - y_{experience,i})^2} \quad (50)$$

avec x représentant le jeu de paramètres modifiés appliqué au modèle.

Dans une étude mathématique menée par Elbeltagi *et al.* [102], plusieurs algorithmes d'optimisation de paramètres basés sur la théorie de l'évolution sont présentés : l'algorithme génétique (GA), l'algorithme mimétique (MA), l'algorithme de la colonie de fourmis (ACO), l'algorithme des sauts de grenouilles (SFL) et l'algorithme par essaims de particules (PSO). Ces cinq algorithmes ont été testés en comparant leur qualité de solution et leur vitesse d'exécution. L'algorithme PSO est ainsi celui qui donne les meilleurs résultats avec une vitesse de calcul appréciable (2^{ième} au classement pour ce critère). Le choix pour cette thèse s'est alors porté sur l'algorithme PSO.

Le principe de cet algorithme consiste à générer un nombre n d'individus dont chacun possède un jeu de paramètres modifiés. Les individus vont alors se déplacer dans l'espace autorisé par les bornes d'étude de chaque paramètre et vont relever au fil de leur voyage le meilleur emplacement, soit le meilleur jeu de paramètres modifiés. Ce jeu correspondant à une fonction coût minimale. Cette information s'appelle la cognition de l'individu. Ensuite tous les individus du groupe se partagent leurs meilleures positions, puis la meilleure du groupe entier désignée est partagée entre tous les individus ; cette information correspond au social de l'individu. Le déplacement d'un individu va alors être

influencé par son inertie, son influence cognitive et son influence sociale [103]. Cette évolution se traduit par le cœur de l'algorithme, le système décrit par l'Eq. 51.

$$\begin{cases} v_i^{t+1} = \varphi_0 \cdot v_i^t + \varphi_1 \cdot (p_i - x_i^t) + \varphi_2 \cdot (p_{gi} - x_i^t) \\ x_i^{t+1} = x_i^t + v_i^{t+1} \end{cases} \quad (51)$$

avec v est la vitesse de l'individu, x le jeu de paramètres modifiés, p_i la position idéale de l'individu et p_{gi} la position idéale du groupe. Les coefficients d'influence φ_0 , φ_1 et φ_2 sont imposés, comme recommandé dans la littérature [104], de la manière suivante :

$$\begin{cases} \varphi_0 = 0,6 \\ \varphi_1 = \frac{(\varphi_0 + 1)^2}{2} \times R_1 \\ \varphi_2 = \frac{(\varphi_0 + 1)^2}{2} \times R_2 \end{cases} \text{ avec } (R_1; R_2) \in [0; 1]^2 \quad (52)$$

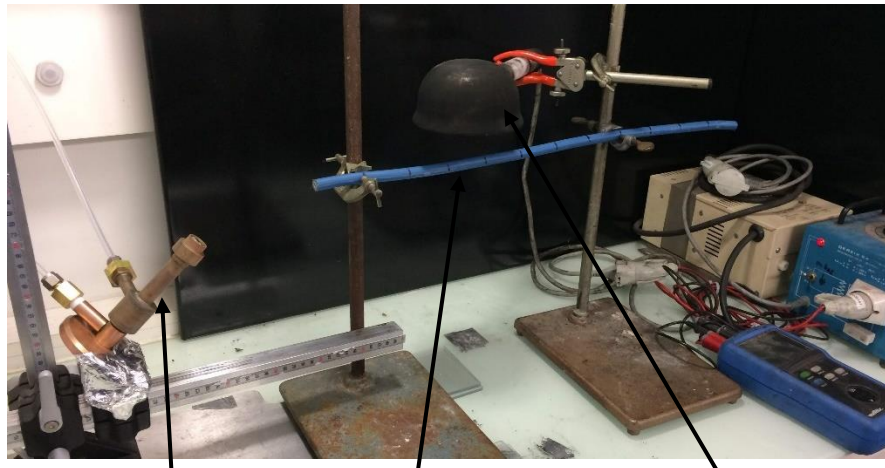
Pour chaque individu, il existe :

- 4 vecteurs :
 - Un jeu de paramètres modifiés x ;
 - La meilleure position de l'individu p_i ;
 - La meilleure position du groupe p_{gi} ;
 - La vitesse actuelle v ;
- 3 scalaires :
 - Fonction coût de l'individu ;
 - Fonction coût de la meilleure position de l'individu ;
 - Fonction coût de la meilleure position du groupe.

L'algorithme s'arrête après avoir atteint le nombre prédéfini d'itérations.

IV. Caractérisation de la propagation à petite échelle

La propagation du feu d'un câble électrique dans une position horizontale a été expérimentée à l'aide d'un épiradiateur ayant pour but de préchauffer le câble. Le dispositif expérimental est visible sur la Fig. 40. Contrairement aux méthodes de références et éprouvées, présentées ci-avant, la méthode présentée ici est exploratoire et a été mise en œuvre dans le cadre de cette thèse. L'épiradiateur, positionné à $3 \pm 0,5$ cm au-dessus du câble étudié, permet de générer un flux thermique jusqu'à 35 kW/m^2 à 2 cm du dispositif. Un brûleur de 1 kW produisant une flamme de prémélange impacte le câble avec un angle de 45° . Une caméra IR est installée pour mesurer la température de surface du câble étudié.



Brûleur

Câble

Épiradiateur

Fig. 40 : Essai de propagation horizontale avec préchauffage par épiradiateur.

V. Caractérisation du feu à moyenne échelle

La caractérisation de l'inflammation et de la propagation du feu sur des câbles électriques à moyenne échelle a été réalisée sur le dispositif expérimental CISCCO. Le développement de la procédure d'essais ainsi que de la métrologie mise en place sur ce dispositif original sont présentés dans le Chapitre IV relatif à la qualification du dispositif CISCCO.

Chapitre III.

Etude de l'inflammation et de la propagation à petite échelle

I. Introduction

Les travaux de cette thèse visent à étudier l'inflammation et la propagation du feu pour des câbles électriques fréquemment rencontrés dans les installations nucléaires. La première étape, présentée dans ce chapitre, concerne l'étude des modèles d'inflammation et de propagation proposés par Quintiere [50,87] (identifiés dans le Chapitre I) pour des échantillons de câbles électriques (i.e. à petite échelle). La deuxième étape, développée dans le Chapitre V, est consacrée à l'étude de ces modèles à moyenne échelle pour un chemin de câbles électriques (i.e. à moyenne échelle).

Dans ce chapitre, l'inflammation de plusieurs câbles électriques appartenant à l'un des deux types de câbles étudiés lors de cette thèse (câbles possédant des gaines externes en PE/EVA/ATH ou en PVC) est d'abord étudiée. Les paramètres thermophysiques des gaines externes ont été déterminés à l'aide des méthodes de caractérisation des matériaux détaillés dans le Chapitre II. Par ailleurs, les délais d'inflammation des échantillons des câbles électriques étudiés ont été mesurés avec le cône calorimètre. De plus, ces travaux ont également concerné la caractérisation approfondie de la morphologie du résidu carboné, nommé char, formé lors de la décomposition des câbles en PVC. Le volume total du char formé avant l'inflammation des câbles est analysé en détail avec une méthode originale, la photogrammétrie.

Ensuite, une discussion sur la détermination des températures d'inflammation équivalentes est proposée pour l'ensemble des câbles PVC étudiés.

Dans la dernière partie de ce chapitre, quelques essais de propagation ont été réalisés sur deux câbles appartenant à chacune des deux catégories de câbles. Lors de ces essais, un unique câble a été préchauffé pour observer l'effet du préchauffage sur la propagation de la flamme à petite échelle.

II. Inflammation de câbles électriques à petite échelle

A. Modèle d'inflammation

Lors de l'étude bibliographique (Chapitre I), plusieurs modèles d'inflammation ont été abordés. Le modèle retenu pour cette étude est le modèle d'inflammation de Quintiere [50] décrit par l'équation 53 pour des matériaux homogènes, plans et caractérisés par un comportement thermiquement épais.

$$\frac{1}{\sqrt{t_{ig}}} = \frac{\varepsilon \cdot \dot{q}_0'' - h \cdot (T_{ig} - T_0) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_{ig}^4}{\sqrt{\frac{\pi}{4}} \cdot k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_0)} \quad (53)$$

B. Câbles avec une gaine en PE/EVA/ATH

Précédemment aux travaux de cette thèse, les câbles composés de PE/EVA/ATH ont fait l'objet d'une étude sur leur inflammation [33]. Il s'agit du PE³ Bleu 1 et le PE Gris présentés dans le Chapitre II. Les paramètres thermophysiques de la gaine externe ainsi que la température d'inflammation ont été mesurés pour chacun de ces deux câbles et sont renseignés dans le Tableau 5.

Tableau 5 : Paramètres thermophysiques et température d'inflammation des câbles dont la gaine externe est composée de PE/EVA/ATH.

Paramètres	ρ (kg.m⁻³)	c_p (J.kg⁻¹.K⁻¹)	D (m².s⁻¹)	k (W.m⁻¹.K⁻¹)	T_{ig} (°C)
<i>PE Gris</i>	1,48.10 ³	1,53.10 ³	1,69.10 ⁻⁷	3,82.10 ⁻¹	390
<i>PE Bleu 1</i>	1,54.10 ³	1,51.10 ³	2,16.10 ⁻⁷	5,03.10 ⁻¹	420

L'étude [33] a montré que le modèle de Quintiere [50] pour des matériaux thermiquement épais prédisait correctement le délai d'inflammation des câbles ci-dessus (seule la gaine externe était considérée). Les résultats sont illustrés sur la Fig. 41.

³Pour rappel, les câbles dont les gaines sont composées de PE, EVA et ATH sont identifiés simplement en câbles PE, suivie d'une mention de la couleur du câble et éventuellement d'un numéro s'il existe plusieurs câbles de la même couleur.

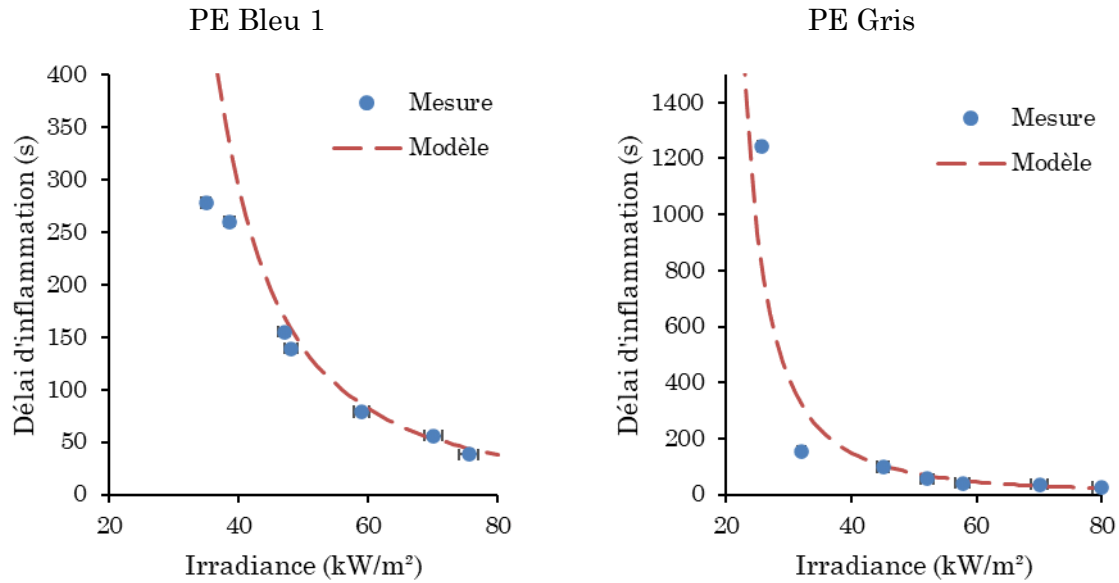


Fig. 41 : Délai d'inflammation des câbles PE Bleu 1 et PE Gris issu des travaux de Meinier et al. [33]. Points : données expérimentales ; Lignes : modèle d'inflammation de Quintiere [50].

C. Câbles avec une gaine en PVC

Le second groupe de câbles étudié lors de ces travaux concerne des câbles dont la gaine externe est en PVC. Similairement à l'étude citée précédemment, l'inflammation de quatre câbles du second type a été caractérisée puis comparée au modèle de Quintiere. Ces câbles sont le PVC Blanc, le PVC Noir, le PVC Gris et le PVC Bleu. Leur architecture est décrite dans le Chapitre II.

1. Propriétés de la gaine externe

Des caractérisations ATG ont été réalisées sur chaque gaine externe des quatre câbles PVC étudiés. Les résultats de ces analyses (Fig. 42) démontrent que la dégradation des gaines de tous les câbles comporte trois phases principales. La première, entre 250 et 320 °C, correspond à la perte de chlorure d'hydrogène (HCl) du PVC et la décomposition des plastifiants (phtalates). La seconde, entre 400 et 460 °C, correspond à la décomposition de la chaîne principale du PVC : les polyènes. Enfin, le troisième pic, présent notamment sur le PVC Blanc entre 700 et 760 °C, correspond à la décarbonatation du CaCO_3 .

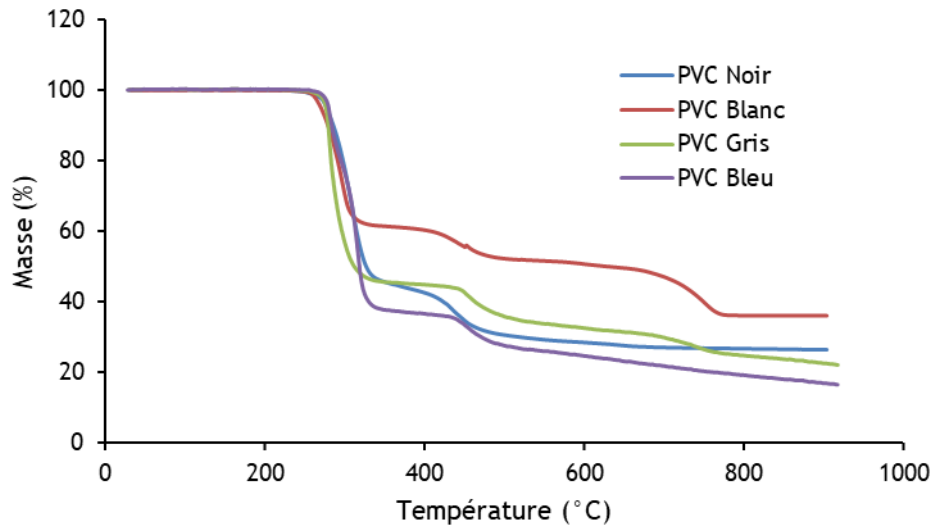


Fig. 42 : Analyses thermogravimétriques des câbles PVC étudiés.

Les paramètres thermophysiques des gaines de chacun de ces câbles ont ensuite été mesurés à température ambiante. En revanche, la température d'inflammation a été mesurée par caméra infrarouge lors des essais au cône calorimètre sur des plaques de gaines externes mises en forme par thermocompression. Des premières mesures avaient été réalisées sur câbles, les valeurs obtenues étaient aberrantes dû au charbonnement. Tous les résultats sont synthétisés dans le Tableau 6.

Tableau 6 : Paramètres thermophysiques et d'inflammation des câbles PVC.

Paramètres	ρ (kg.m^{-3})	c_p ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	D ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)	k ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	T_{ig} ($^{\circ}\text{C}$)
PVC Blanc	$1,60.10^3$	$1,11.10^3$	$1,38.10^{-07}$	$2,45.10^{-01}$	341
PVC Noir	$1,34.10^3$	$1,28.10^3$	$9,14.10^{-08}$	$1,56.10^{-01}$	317
PVC Gris	$1,46.10^3$	$1,27.10^3$	$1,15.10^{-07}$	$2,14.10^{-01}$	485
PVC Bleu	$1,38.10^3$	$1,28.10^3$	$1,58.10^{-07}$	$2,79.10^{-01}$	420

2. Délais d'inflammation et application du modèle

Les délais d'inflammation sont mesurés au cône calorimètre pour différentes irradiances. Les résultats montrent que pour le câble PVC Noir, le modèle de Quintiere parvient à estimer le délai d'inflammation déterminé expérimentalement, comme montré sur la Fig. 43. En revanche, pour les trois autres câbles, le PVC Blanc, PVC Gris et PVC Bleu, les délais d'inflammation calculés par le modèle surestiment les valeurs expérimentales (cf. Fig. 43).

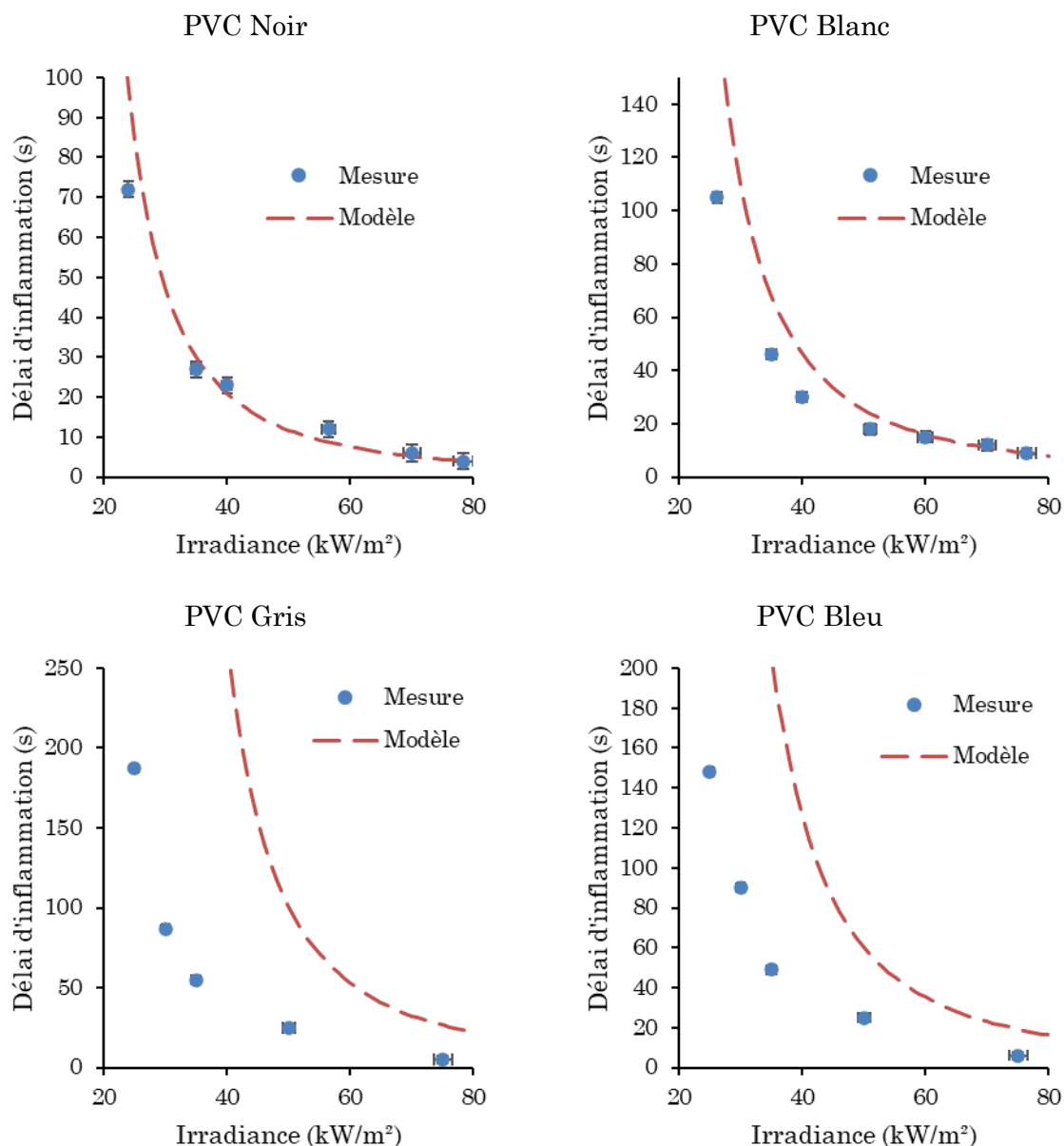


Fig. 43 : Délai d'inflammation pour les câbles PVC Noir, PVC Blanc, PVC Gris et PVC Bleu.
Points : données expérimentales ; Lignes : modèle de Quintiere.

Pour expliquer ces différences de comportement, on peut tout d'abord noter que les températures d'inflammation mesurées des câbles PVC Gris et PVC Bleu (cf. Tableau 6) sont bien plus élevées que celles des deux autres câbles PVC. Ce résultat ne semble pas cohérent avec la similarité des cinétiques de dégradation observées pour ces quatre câbles (cf. caractérisations ATG de la Fig. 42). Il en résulte que la température d'inflammation, qui est un paramètre très sensible du modèle, pourrait être entachée d'erreur. L'erreur faite sur la mesure de T_{ig} pourrait provenir de l'importance du charbonnement (ou char) qui se forme sur la gaine externe des câbles avant inflammation, notamment à faible flux. En effet, comme discuté dans le Chapitre II, la mesure par caméra infrarouge permet de mesurer la température de surface. Cependant, dans notre cas, la surface se couvre d'une

couche de char avant l'inflammation, comme montré sur la Fig. 44. La caméra IR mesure donc une température de surface correspondant à la température du char et celle du front de pyrolyse. Or, en plus d'être présent en grande quantité, le char a la particularité d'être stable thermiquement, ce qui se traduit par une augmentation plus importante de la température. L'erreur sur la température d'inflammation serait plus grande pour le PVC Gris et le PVC Bleu que pour le PVC Blanc, car la formation de char visible en surface lors de l'inflammation semble être plus importante pour les deux premiers câbles PVC.



Fig. 44 : Photographie à l'inflammation du câble PVC Blanc exposé à un flux de 25 kW/m² et qui présente un développement important de char intumescent.

Dans la suite de ce chapitre, les effets du char sur l'inflammation et sur la mesure de la température d'inflammation seront abordés. Cependant et en premier lieu, d'autres phénomènes probablement responsables des différences observées vont être discutés.

III. Limites d'application du modèle d'inflammation de Quintiere

A. Cumul des incertitudes et algorithme PSO

Le modèle de Quintiere fait intervenir plusieurs paramètres ayant chacun une incertitude propre. Il est alors possible que l'accumulation de ces incertitudes permettent d'expliquer la différence observée entre les points expérimentaux et le modèle appliqué. Pour étudier cette hypothèse, un algorithme PSO a alors été utilisé. Les tolérances imposées dans l'algorithme des paramètres appliqués sont basées sur les incertitudes relatives des paramètres thermophysiques et des incertitudes absolues des températures :

- $k = \pm 3 \%$
- $\rho = \pm 1 \%$
- $c_p = \pm 2 \%$

- $T_{ig} = \pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$
- $T_0 = \pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$

Il est à noter que cette méthode ne permet pas de prendre en compte l'incertitude sur le flux incident $\dot{q}_0''$ car l'algorithme utilise des points expérimentaux avec des abscisses fixes. Les résultats de l'application de l'algorithme se retrouvent dans la Fig. 45.

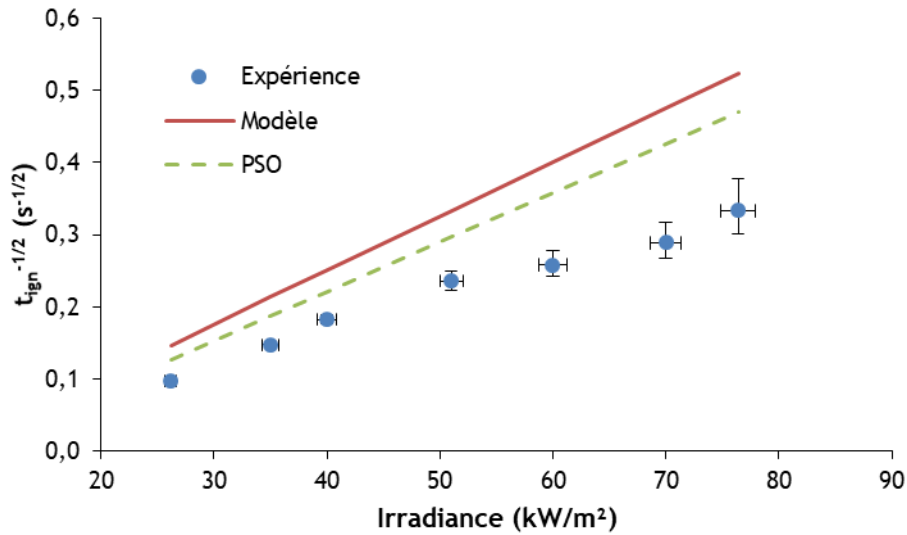


Fig. 45 : Optimisation des paramètres appliqués au modèle par algorithme PSO.

Malgré les tolérances appliquées sur les paramètres du modèle d'inflammation, le meilleur jeu de paramètres ne suffit pas à faire correspondre les points expérimentaux au modèle. Dans ce cas, l'algorithme PSO permet de montrer numériquement que, la correction ne suffisant pas, l'origine de la différence entre modèle et expérience ne provient pas de l'incertitude de mesure sur les grandeurs physiques du modèle. Dans ce cas, cette différence proviendrait soit de phénomènes non pris en compte dans le modèle de Quintiere soit d'erreurs de mesure sur les paramètres appliqués, notamment la température d'inflammation. Dans les paragraphes suivants, nous allons discuter de trois paramètres pouvant avoir un impact sur l'ignition : l'âme du câble, la géométrie et le char.

B. Effet du conducteur

La présence au cœur du câble de conducteurs en cuivre est susceptible d'impacter les transferts de chaleur au sein des structures internes. Le cuivre étant un bon conducteur thermique, il pourrait faciliter le transfert de chaleur de la gaine vers ce composant métallique et de ce fait ralentir l'échauffement de la gaine et donc son ignition. Ce constat serait d'autant plus vérifié pour le câble PVC qui contient une quantité de cuivre très importante comme montré sur la Fig. 46 et pour lequel un fort écart entre modèle et

expérience a été observé. Les proportions massiques des différents constituants dans les câbles sont données dans le Chapitre II.



Fig. 46 : Câbles PVC Blanc (gauche) et PE Bleu 1 (droite).

Afin d'étudier cette hypothèse, des tests au cône calorimètre ont été réalisés sur le câble PVC Blanc avec et sans les conducteurs à différentes irradiances. Les conducteurs ont simplement été retirés des câbles en les faisant glisser comme le montre la Fig. 47.



Fig. 47 : Câble PVC Blanc avec (gauche) et sans (droite) cuivre.

Les résultats de ces essais montrent que le cuivre n'a quasiment aucune influence sur l'inflammation, comme on peut l'observer dans le Tableau 7. Une légère augmentation de 15 % a été relevée. Cependant, celle-ci reste éloignée de la diminution moyenne de 65 % observée entre le modèle et les points expérimentaux pour ce câble. L'hypothèse est alors écartée.

Tableau 7 : Effet de la présence du conducteur sur le délai d'inflammation.

Flux de chaleur incident	25 kW/m²	45 kW/m²
<i>Avec conducteur</i>	171 s	29 s
<i>Sans conducteur</i>	196 s	33 s
<i>Modèle</i>	53 s	12 s

C. Effet de la géométrie

Pour rappel, les câbles étudiés sont divisés en deux catégories : les câbles dont les gaines sont composées de PE/EVA/ATH et ceux dont les gaines sont en PVC. Cependant, chaque câble possède une structure et une géométrie propre indépendamment de leur appartenance au premier ou au second groupe, comme il est montré dans le Chapitre II.

Pour étudier l'hypothèse d'un effet du diamètre externe, l'inflammation d'un câble du premier groupe (PE/EVA/ATH), le câble PE Bleu 2, a été caractérisée au cône calorimètre. Le choix de ce câble a été motivé par le fait qu'il a exactement la même référence constructeur que le câble PE Bleu 1, et qu'il présente en revanche un diamètre beaucoup plus important (i.e., 12 contre 38 mm). Une photographie comparant ces deux câbles est montrée sur la Fig. 48.

Des caractérisations par ATG (cf. Fig. 49) ainsi que des essais au PCFC (cf. Fig. 50) ont permis de montrer que les comportements thermiques des gaines externes de ces deux câbles étaient identiques. Par conséquent, nous faisons l'hypothèse que leur composition sont analogues. Ainsi les paramètres thermophysiques du câble PE Bleu 2 sont considérés identiques à ceux du câble PE Bleu 1 déterminés lors de l'étude précédemment citée.



Fig. 48 : Sections des câbles PE Bleu 1 (gauche) et PE Bleu 2 (droite).

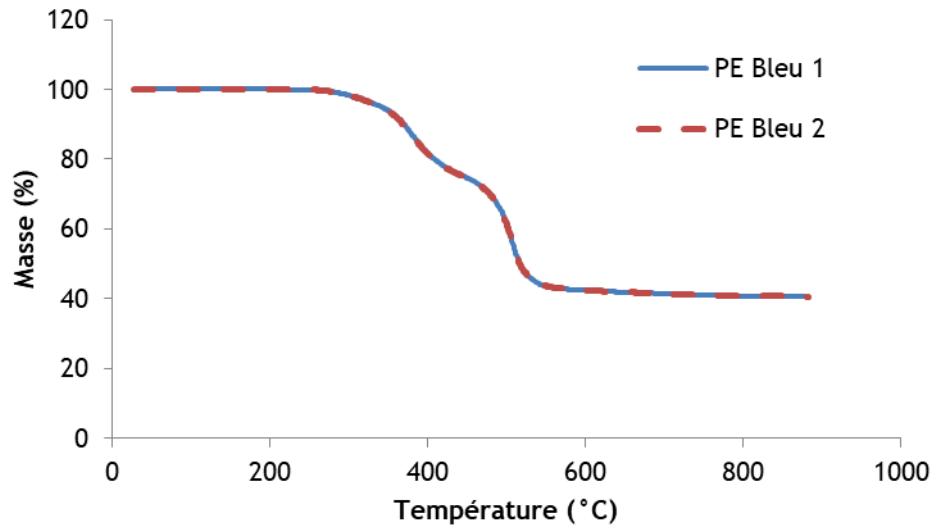


Fig. 49 : Courbes d'ATG des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2.

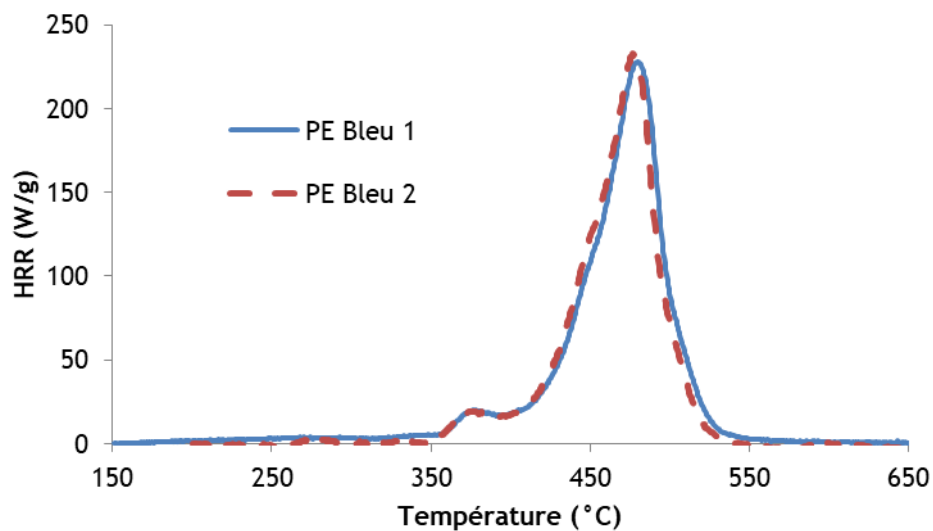


Fig. 50 : Courbes HRR mesurées au PCFC des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2.

Comme la composition des deux câbles est supposée très similaire, seule la géométrie du câble distinguerait ces deux câbles. Une campagne expérimentale avec le cône calorimètre a été réalisée sur les câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2 pour déterminer le délai d'inflammation en fonction de l'irradiance. Les résultats obtenus sont donnés sur la Fig. 51.

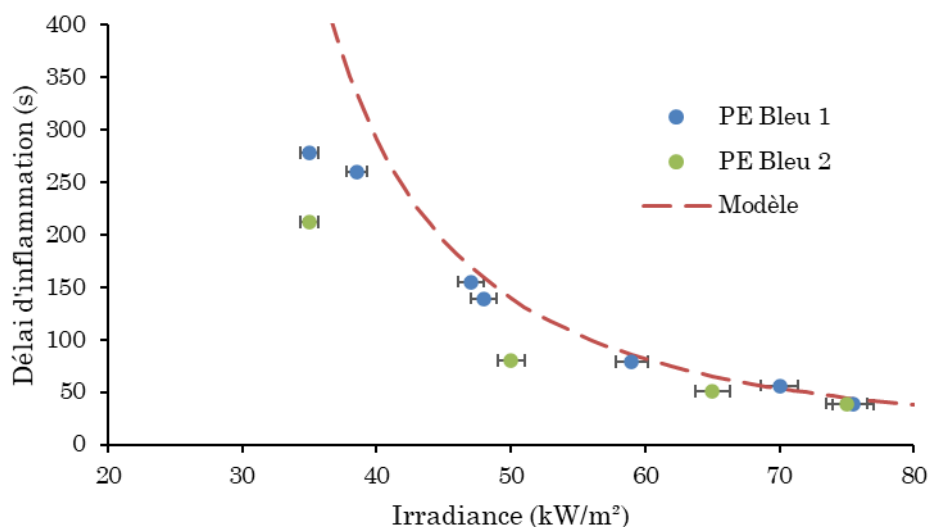


Fig. 51 : Délai d'inflammation des câbles PE Bleu 1 et PE Bleu 2.
Points : données expérimentales ; Lignes : modèle de Quintiere [50].

La tendance observée montre qu'une augmentation du diamètre externe induit une diminution du délai d'inflammation. Cette diminution varie entre 7 (pour les hauts flux) et 41 % (pour les plus faibles) et peut donc être importante. L'hypothèse d'une géométrie presque plane est mise en défaut pour des diamètres supérieurs à 35 mm.

Cette différence peut provenir de la taille du porte-échantillon du cône calorimètre qui limite le nombre de câbles pouvant être testés lorsque le diamètre externe est aussi important. Seules 2 ou 3 sections de câbles suffisent pour remplir le support. Dans ce cas, un effet de bord plus important existe. L'aluminium présent dans le support réfléchit une partie du rayonnement, augmentant ainsi le flux reçu par les câbles.

Cependant, l'effet de la géométrie sur le délai d'inflammation semble faible par rapport aux différences observées entre le modèle d'inflammation et les points expérimentaux pour les câbles PVC. Dans ce cas, cette différence s'explique par un autre effet non considéré jusqu'à présent. C'est pourquoi, le char se formant sur la surface des câbles avant leur inflammation et son impact potentiel sur ce phénomène ont été particulièrement étudiés dans le cadre de ces travaux.

IV. Caractérisation du Char

Le résidu carboné est étudié afin de caractériser son influence sur le délai d'inflammation. Ce char, visible sur la Fig. 52 par exemple sur le câble PVC Blanc peu de temps après l'ignition, correspond au résidu carboné se formant avant inflammation sur les surfaces des câbles PVC les plus exposées au flux thermique incident. L'importance de cette expansion semble être corrélée avec les écarts entre modèle et expérience observés sur les

temps d'ignition et discutés précédemment. En effet, l'écart observé pour le câble PVC Blanc est quasiment doublé par rapport à celui relevé pour le câble PVC Noir. L'influence du char sur l'inflammation a été étudiée par Watt et Staggs [37] ; ils démontrent analytiquement que le char limite la production de gaz combustible et augmente le délai d'inflammation.



Fig. 52 : Char intumescent se formant sur le câble PVC Blanc avant l'inflammation.

Le char joue un rôle de bouclier thermique, il protège le combustible du flux rayonné. Sa formation pour des matériaux avec une matrice polymère en PVC est connue [62]. Cependant, une particularité observée est sa présence en amont de l'inflammation. Dans ce cas, et pour évaluer son influence sur le délai d'inflammation, le volume du char a été étudié à l'inflammation, puis avant l'inflammation. Les paramètres thermophysiques du char ont également été étudiés avant l'inflammation.

A. Volume du Char à l'inflammation

Le volume du Char à l'inflammation a été mesuré par photogrammétrie sur trois câbles PVC (Blanc, Gris et Bleu) et pour différents flux de chaleur incidents variant entre 25 et 45 kW/m². Le Char n'a pas été observé sur le câble PVC Noir avant l'inflammation, comme montré sur la Fig. 53.



Fig. 53 : Aspect du câble PVC Noir 10s avant l'inflammation.

Lors de ces essais, le délai d'apparition du Char, noté t_{char} , a également été relevé. Il a été observé que le délai entre l'apparition de Char et l'inflammation diminue avec l'augmentation du flux de chaleur incident, tel que montré par la Fig. 54. Le Char à l'inflammation du câble PVC Gris est plus important que celui des deux autres câbles testés. Pour des flux de chaleur incidents supérieurs à 45 kW/m², aucun volume de Char n'a pu être observé quel que soit le câble étudié, comme en témoigne la Fig. 55. Pour ces hauts flux, le Char n'a pas le temps de se former.

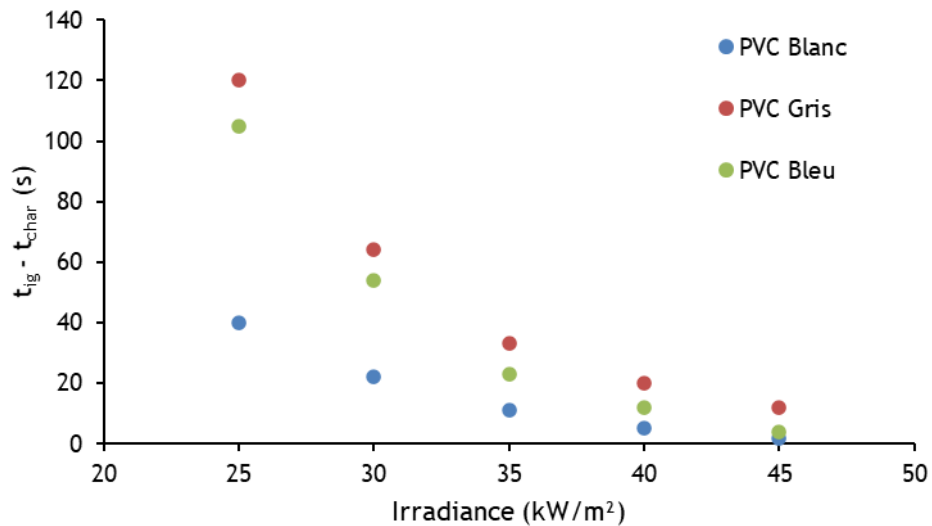


Fig. 54 : Délai entre l'apparition du char et l'inflammation en fonction de l'irradiance.

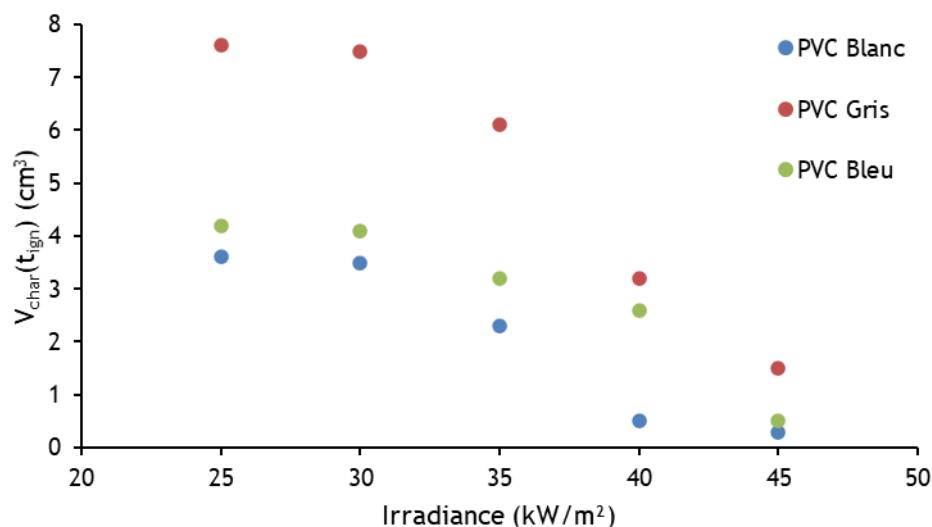


Fig. 55 : Volume du Char à l'inflammation en fonction du flux de chaleur incident.

B. Cinétique de formation du char

La croissance du volume du Char au cours du temps du câble PVC Blanc a été étudiée par photogrammétrie comme décrit dans le Chapitre II. Cette vitesse d'accroissement semble importante, comme illustrée sur la Fig. 56 qui montre l'aspect visuel de la formation du Char pour le câble PVC Blanc à 25 kW/m².

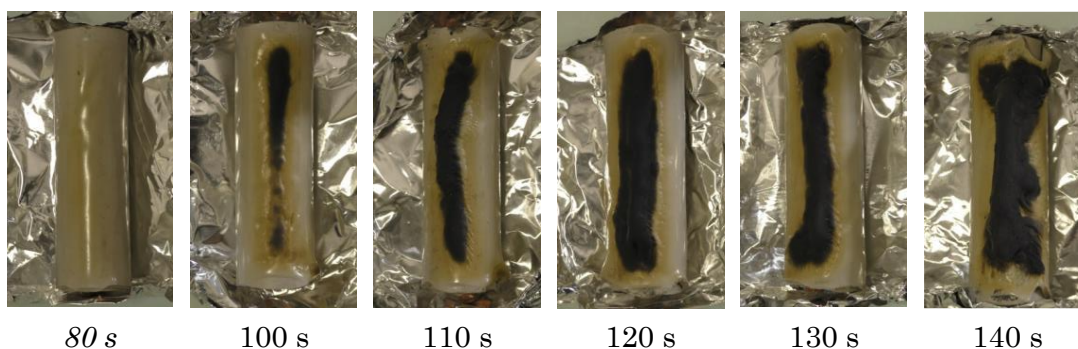


Fig. 56 : Evolution du char dans le temps avant l'inflammation sur le câble PVC Blanc à 25 kW/m².

Lors des essais pour la détermination expérimentale du délai d'inflammation (cf. partie II.C.2), il a été observé que la formation du char dépendait de l'irradiance. Pour une irradiance élevée, il se forme non seulement plus tôt (temps d'apparition plus court), mais sa vitesse de formation est également plus grande. Dans un premier temps, le câble le plus étudié jusqu'à présent, le PVC Blanc, a été choisi pour mener cette étude. Le volume du Char a donc été mesuré, au cours du temps et pour différentes irradiances. Les résultats sont visibles sur la Fig. 57 et montrent une croissance relativement linéaire du volume de

char au cours du temps et ce quelle que soit l'irradiance. Les échantillons testés à forte irradiance (45 kW/m²), sont peu nombreux car l'intervalle de temps d'étude est restreint.

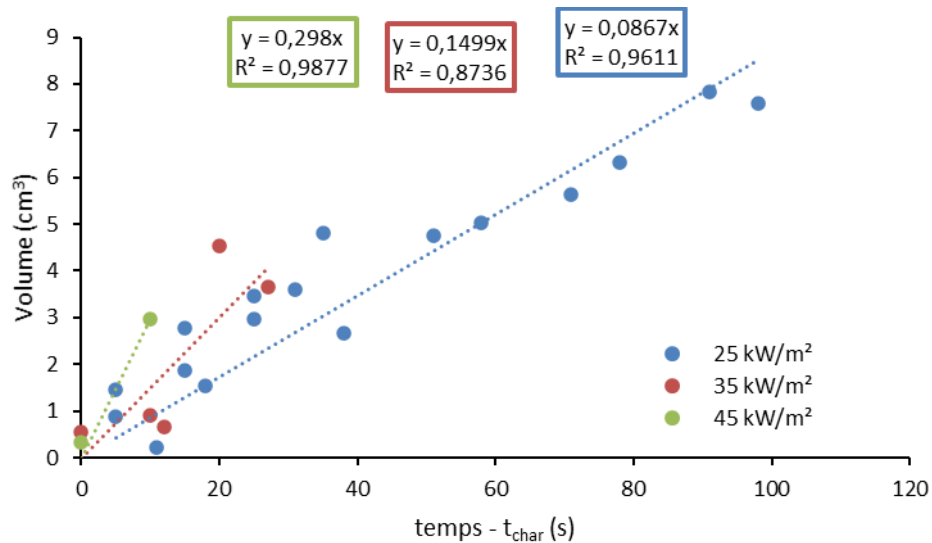


Fig. 57 : Volume du char du câble PVC Blanc en fonction du temps pour plusieurs irradiances.

Cette étude sur l'effet de l'irradiance permet de mettre en avant deux éléments. D'une part, l'observation faite précédemment se confirme : le char se forme plus tôt et plus vite avec une irradiance élevée. D'autre part, le taux de croissance du volume du char, correspondant à la pente de la courbe $V_{char} = f(t)$, semble augmenter avec l'irradiance. Cette augmentation du taux de croissance en fonction de l'irradiance, visible sur la Fig. 58, semble suivre une droite. La pente de cette nouvelle droite peut être considérée alors comme un paramètre du matériau décrivant la croissance du char. Cette pente caractérise le taux d'accroissement (Acc) du volume du char par unité d'irradiance. Les taux d'accroissement pour les câbles PVC étudiés sont synthétisés dans le Tableau 8.

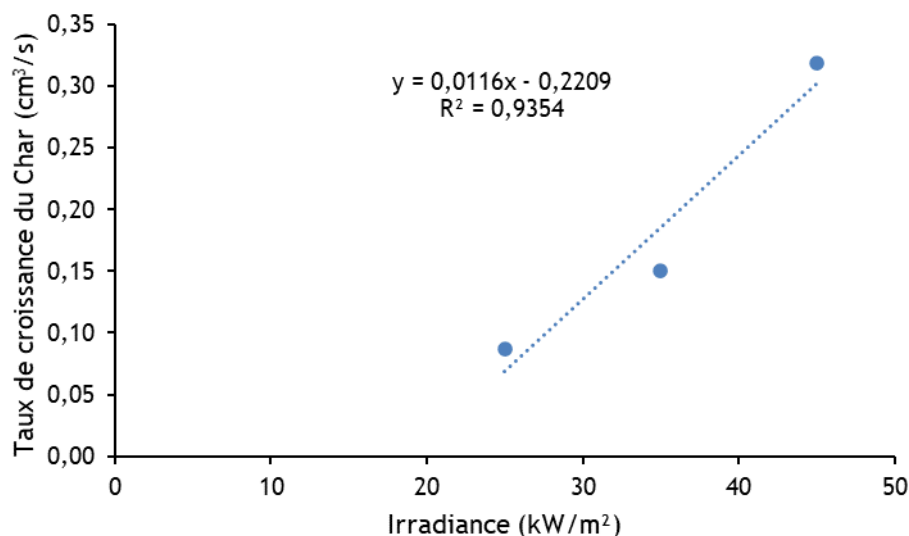


Fig. 58 : Accroissement du volume du char du câble PVC Blanc en fonction de l'irradiance.

Pour réduire l'écart entre les délais d'inflammation calculés par le modèle et les mesures, un paramètre correctif K_r , fonction du taux d'accroissement, est ajouté dans le modèle comme décrit par l'équation 54. Ce paramètre correspond alors à la correction à apporter pour faire correspondre le modèle aux résultats expérimentaux. Les résultats sont visibles dans le Tableau 8.

$$\frac{1}{\sqrt{t_{ign}}} = \frac{\varepsilon \cdot \dot{q}_{ext}'' - CHF}{K_r \cdot \sqrt{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ign} - T_0)}} = \frac{\varepsilon \cdot \dot{q}_{ext}'' - CHF}{K_r \cdot TRP} \quad (54)$$

Tableau 8 : Taux d'accroissement et paramètres correctifs K_r à appliquer pour les câbles PVC.

Câble	PVC Blanc	PVC Noir	PVC Gris	PVC Bleu
Acc	0,009	0	0,043	0,077
K_r	1,441	1,106	0,668	0,799

L'évolution de ce paramètre K_r en fonction du taux d'accroissement, montré sur la Fig. 59, démontre qu'il n'existe aucune corrélation sur ces quatre câbles testés. Il semblerait alors que cette méthode ne puisse convenir à caractériser le char que sur les câbles dont le Char est suffisamment cohésif et homogène.

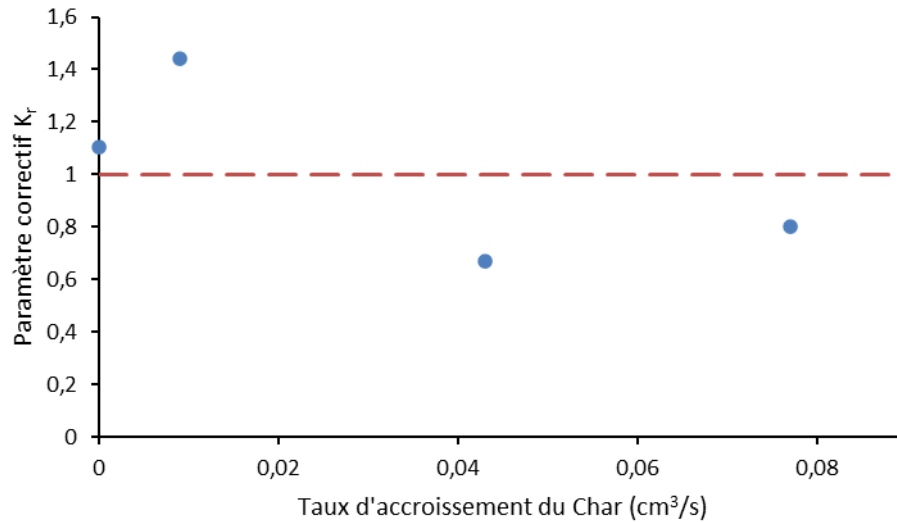


Fig. 59 : Paramètre correctif K_r en fonction du taux d'accroissement du Char.

C. Paramètres thermophysiques et porosité du char

Après avoir estimé le volume du char, il apparaît intéressant de mesurer les paramètres thermophysiques de celui-ci lors des différents temps d'exposition. En effet, bien qu'une corrélation entre l'importance du char et la différence entre le modèle et l'expérience sur le délai d'inflammation ait été observée, il est pour le moment impossible de déterminer sa cause. Celle-ci peut aussi bien provenir de la diminution du flux radiatif reçu par le polymère vierge (par effet de cache) que d'une diminution de la diffusion de la chaleur (par effet d'isolation). En effet, une diminution de la diffusion thermique ralentirait l'inflammation.

Comme le volume a été estimé et que le char sous sa forme initiale est difficilement manipulable pour la mesure de paramètres thermophysiques, les échantillons sont broyés pour une caractérisation sous forme de poudre. La Fig. 60 illustre la transition entre le char initial et le char broyé.



Fig. 60 : Char sous forme extraite du câble (gauche) et en poudre (droite).

Les estimations des paramètres thermophysiques, particulièrement la conductivité thermique et la masse volumique, sont réalisées sur la poudre, la partie solide du char. Cependant la masse de char formé étant très limitée, cette méthode vise à obtenir des ordres de grandeur et des tendances de l'évolution temporelle des paramètres thermophysiques mais reste trop limitée pour obtenir des mesures quantitatives de ces paramètres.

La poudre analysée provient du char du câble PVC Blanc soumis à une irradiance de 25 kW/m². Les mesures des paramètres thermophysiques n'évoluent pas avec le temps d'exposition comme on peut le voir sur le Tableau 9.

Tableau 9 : Paramètres thermophysiques de la poudre de char du câble PVC Blanc soumis à un flux de 25 kW/m².

Temps	ρ (kg.m⁻³)	c_p (J.kg⁻¹.K⁻¹)	D (m².s⁻¹)	k (W.m⁻¹.K⁻¹)
100 s	2,19.10 ³	1,16.10 ³	-	-
110 s	2,11.10 ³	1,22.10 ³	-	-
120 s (1)	1,71.10 ³	1,20.10 ³	-	-
120 s (2)	2,33.10 ³	1,22.10 ³	-	-
130 s (1)	1,74.10 ³	0,80.10 ³	-	-
130 s (2)	1,83.10 ³	1,31.10 ³	-	-
140 s (1)	1,78.10 ³	1,00.10 ³	3,42.10 ⁻⁸	6,13.10 ⁻²
140 s (2)	1,88.10 ³	0,88.10 ³	-	-

Concernant la diffusivité thermique, une seule et unique mesure réalisée avec le diffusivimètre XFA a été concluante. Le char sous forme de poudre est hétérogène, tant en termes de composition que de taille des particules. De ce fait, la compression de l'échantillon n'a pu éviter l'incorporation d'air ; cela crée une porosité qui altère la diffusion de la chaleur et rend impossible l'exploitation au XFA. Comme la diffusivité n'a pu être déterminée, la conductivité thermique du char sous forme de poudre ne peut être calculée. Il devient compliqué de mesurer convenablement tous les paramètres thermophysiques du char avec ces méthodes. Seule la masse volumique semble être satisfaisante, mais la seule connaissance de celle-ci ne suffit pas. Un dernier paramètre pour analyser l'évolution du char est la porosité. Comme celui-ci est composé principalement de bulles de gaz, une porosité moyennée assez élevée est attendue. Cette porosité moyennée a été déterminée grâce à l'Eq. 55.

$$\bar{\phi} = \frac{V_{bulles}}{V_{total}} = \frac{V_{total} - V_{solide}}{V_{total}} = 1 - \frac{V_{solide}}{m} \times \frac{m}{V_{total}} = 1 - \frac{\rho_{apparent}}{\rho_{solide}} \quad (55)$$

Grâce aux mesures précédentes, la masse volumique dite solide est celle de la poudre. A partir des volumes mesurés avec la reconstruction 3D et de la masse du char, la masse volumique apparente du char peut être déterminée. A partir des deux données précédentes, la porosité moyenne est calculée. Les résultats de ces calculs sont visibles dans la Fig. 61.

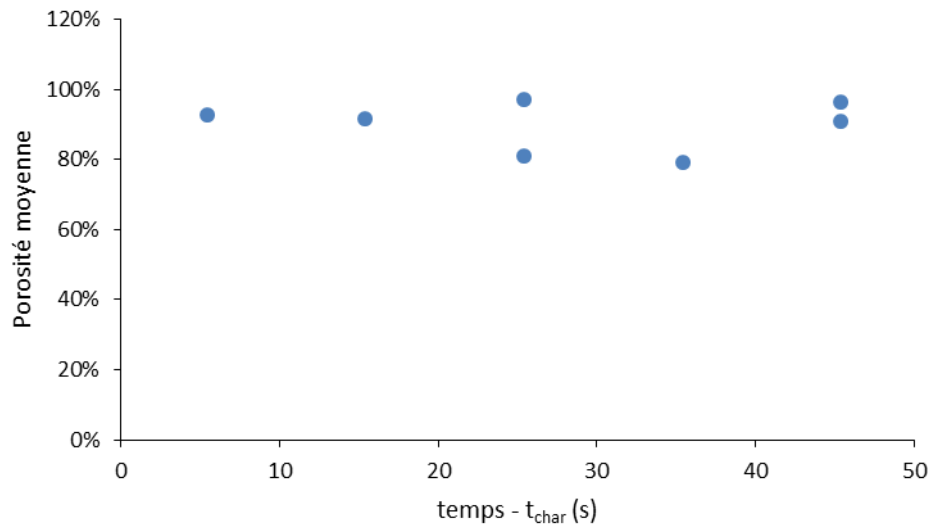


Fig. 61 : Porosité moyenne du Char en fonction du temps du câble PVC Blanc à 25 kW/m^2 .

Aucune tendance ne semble se dessiner, la porosité n'est donc pas un paramètre pertinent pour établir une correction.

D. Conclusion

Afin de déterminer une correction au modèle d'inflammation de Quintiere, le char (le charbonnement issu de la dégradation du matériau) présent sur les matériaux PVC a été étudié en détails. Il a été observé qu'il se formait en amont de l'inflammation sur les câbles électriques étudiés pour des flux de chaleur incidents inférieurs à 45 kW/m^2 . Une étude du volume formé par ce char, au cours du temps avant l'inflammation, a été possible par photogrammétrie. Il en a été déduit un paramètre caractéristique de cette formation, nommé le paramètre d'accroissement du char. Ce paramètre est invariant avec l'irradiance et est propre au matériau. Cependant, la mesure du volume s'est avérée compliquée, voire impossible, dans les cas où le Char formé est hétérogène et déchiré.

Comme pour le volume, les évolutions temporelles des paramètres thermophysiques et de la porosité moyennée du char ont été mesurées. Néanmoins, la mesure de la diffusivité ne donne pas de résultats satisfaisants.

Pour améliorer le modèle étudié afin qu'il prédise correctement les délais d'inflammation des câbles électriques en PVC, une autre approche sur les paramètres du modèle est alors nécessaire.

V. Détermination d'une température d'inflammation équivalente

Il a été supposé précédemment que le Char étudié avait un effet sur la mesure de la température d'inflammation appliquée dans le modèle d'inflammation de Quintiere. Par ailleurs, la sensibilité du délai prédit est grande vis-à-vis de cette température. Du fait de la formation du Char avant l'inflammation (décrite dans la partie IV.A), la définition de la température d'inflammation pose question. La surface considérée pour mesurer la température peut à la fois correspondre à la couche externe de résidu carboné ou à l'interface entre le Char et le polymère vierge.

C'est pourquoi, une nouvelle valeur de la température d'inflammation est déterminée par méthode inverse pour les quatre câbles PVC étudiés. Cette température, permettant de faire correspondre le modèle aux points expérimentaux, est nommée dans cette partie la température équivalente d'inflammation et sera confrontée aux valeurs mesurées.

A. Mesure de l'absorptivité des gaines externes

Lors de l'application du modèle d'inflammation, le coefficient de convection h et l'émissivité du matériau ε ont été imposés arbitrairement à partir des données fournies dans la littérature. L'erreur probable occasionnée par les pertes par convection est jugée négligeable et aucune détermination plus précise du coefficient h n'a été proposée, par rapport à la valeur de 10 kW/m^2 considérée. Cependant pour garantir que la température équivalente déterminée par méthode inverse ne soit pas altérée par l'erreur sur l'émissivité, des mesures de cette grandeur ont été réalisées sur les gaines des quatre câbles PVC étudiés.

C'est ainsi que le LEMTA (Laboratoire Energies et Mécanique Théorique et Appliquée) de l'Université de Lorraine a réalisé des mesures de réflectance spectrale sur les gaines externes des quatre câbles PVC étudiées : le PVC Blanc, PVC Noir, PVC Bleu et PVC Gris. En considérant les gaines opaques, la transmittance est nulle et l'absorptivité spectrale est alors déterminée par complémentarité suivant l'équation 56. Les spectres résultants des gaines sont montrés sur la Fig. 62.

$$\alpha(\lambda) = 1 - \rho(\lambda) \quad (56)$$

avec $\alpha(\lambda)$ et $\rho(\lambda)$ l'absorbance et la réflectance spectrale et λ la longueur d'onde.

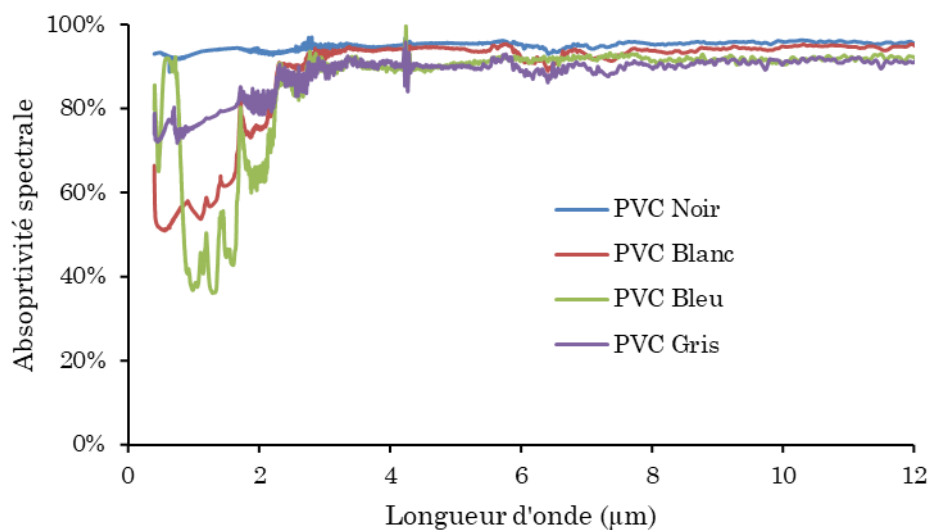


Fig. 62 : Spectres d'absorption des gaines externes des câbles PVC.

A partir de ces mesures, il est possible de déterminer le facteur d'absorption (et donc d'émissivité) de ces gaines. En considérant le cône calorimètre comme un corps noir dont la température varie de 840 K à 20 kW/m² à 1450 K à 80 kW/m² (d'après les données de Boulet *et al.* [96,105]), l'absorptivité spectrale est intégrée sur tout le domaine grâce à l'équation 57. On obtient alors les coefficients présents dans le Tableau 10.

$$\alpha = \frac{\phi_a}{\phi_i} = \frac{\int_{\lambda_0}^{\lambda_{max}} \alpha(\lambda) \cdot I(\lambda) \cdot d\lambda}{\int_{\lambda_0}^{\lambda_{max}} I(\lambda) \cdot d\lambda} \quad (57)$$

avec α l'absorptivité, ϕ_a et ϕ_i les flux absorbés et incidents, $I(\lambda)$ l'intensité spectrale et λ la longueur d'onde.

Tableau 10 : Absorptivité totale des câbles PVC calculée pour différentes irradiances au cône calorimètre.

Câble	Absorptivité ⁴
PVC Blanc	0,92 - 0,85
PVC Noir	0,95 - 0,94
PVC Gris	0,90 - 0,87
PVC Bleu	0,89 - 0,79

⁴ Pour des flux de chaleur incident allant de 20 à 80 kW/m².

B. Température d'inflammation équivalente

Pour déterminer la température équivalente, les paramètres initiaux sont appliqués au modèle à l'exception de l'émissivité qui a la valeur indiquée dans le Tableau 10. A l'aide d'un algorithme solveur de type PSO, la température d'inflammation est modifiée jusqu'à ce que la distance euclidienne soit la plus petite possible. Les valeurs des températures équivalentes sont renseignées dans le Tableau 13 et varient entre 312 et 349 °C selon le type de câble PVC. Cette température équivalente augmente avec le volume du char formé à l'inflammation, comme le montre la Fig. 63 pour des irradiances de 25 et 35 kW/m².

Tableau 11 : Synthèse des températures d'inflammation mesurées et équivalentes des câbles PVC.

Câble	T_{ig} (°C)	T_{eq} (°C)
PVC Blanc	341	325
PVC Noir	317	312
PVC Gris	485	349
PVC Bleu	420	329

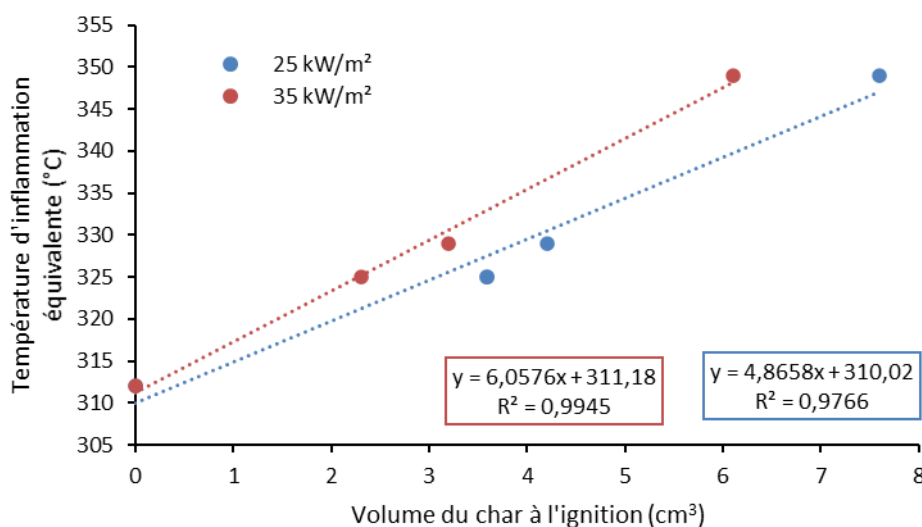


Fig. 63 : Température équivalente en fonction du volume du char à l'inflammation pour une irradiance de 25 et 35 kW/m².

La Fig. 63 confirme l'influence du char sur le phénomène d'ignition et révélerait donc la nécessité de connaître la température d'inflammation équivalente de chaque gaine de câble pour prédire au mieux son temps d'ignition. Toutefois, en considérant dans le modèle de Quintiere, la moyenne des températures d'inflammation équivalentes indiquées dans le tableau précédent, soit $\overline{T_{eq}} = 329$ °C, la Fig. 64 montre que le modèle permet de calculer correctement les délais d'inflammation pour les quatre câbles PVC étudiés.

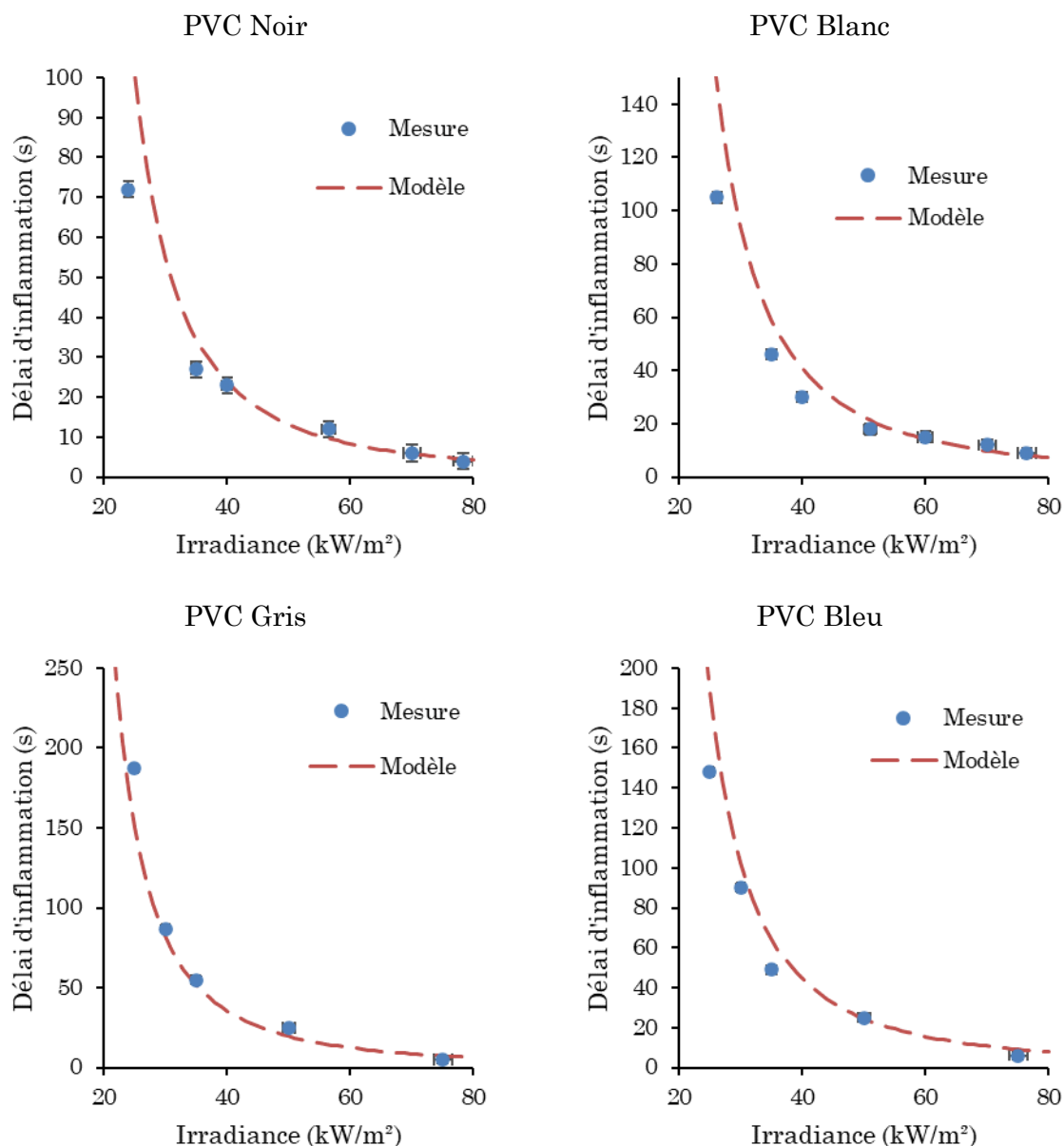


Fig. 64 : Délais d'inflammation en fonction de l'irradiance pour les câbles PVC tels que mesuré et calculé avec le modèle considérant une température d'inflammation équivalente de 329 °C.

VI. Propagation d'une flamme sur un câble unique

Dans l'ultime partie de ce chapitre, la propagation de la flamme à petite échelle a été étudiée. L'objectif est d'observer une propagation sur un câble unique en le préchauffant à l'aide d'un épiradiateur.

Lors de ces essais, deux câbles de nature différente ont été testés. Le câble est positionné horizontalement et maintenu uniquement par ses extrémités. Le choix des câbles s'est porté sur ceux ayant la masse linéique la plus faible pour éviter une courbure du câble sous l'effet de son poids : le PE Bleu 1 et le PVC Beige. L'épiradiateur impose un flux de

chaleur fixe et préchauffe le câble, la température de préchauffage est la température à l'équilibre au bout de 20 min. Ces configurations sont synthétisées dans le Tableau 12. Pour suivre l'avancée de la flamme, l'essai est suivi par caméra thermique et par une caméra optique classique (Fig. 65).

Tableau 12 : Configurations des essais de propagation à petite échelle.

Câble	PE Bleu 1			PVC Beige		
Temp. Préchauf.	250 °C	250 °C	260 °C	180 °C	185 °C	190 °C



Fig. 65 : Observation par caméra IR (gauche) et caméra classique (droite) de la propagation horizontale avec préchauffage par épiradiateur.

Les essais réalisés ont permis d'observer un déplacement du front de flamme au cours du temps pour les deux câbles testés (Fig. 66 et Fig. 67). Il convient toutefois de souligner que ce déplacement reste limité. Pour suivre l'évolution de la flamme, la caméra est positionnée de manière à ce que l'axe de sa capture soit orthogonal au plan d'évolution de la flamme.

Pour un pas de temps fixe, l'enregistrement vidéo réalisé avec la caméra optique classique permet de relever la position du front de flamme.

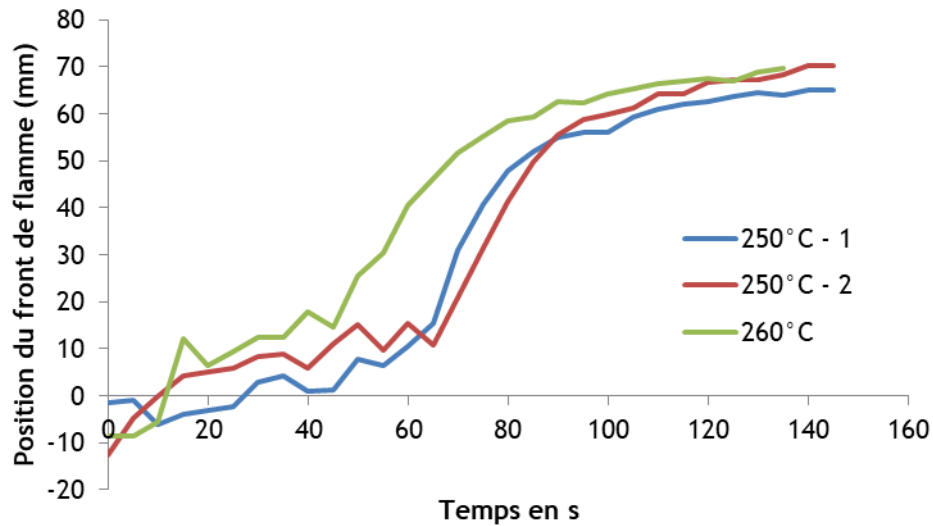


Fig. 66 : Evolution temporelle du front de flamme pour le câble PE Bleu 1 à différentes températures de préchauffage.

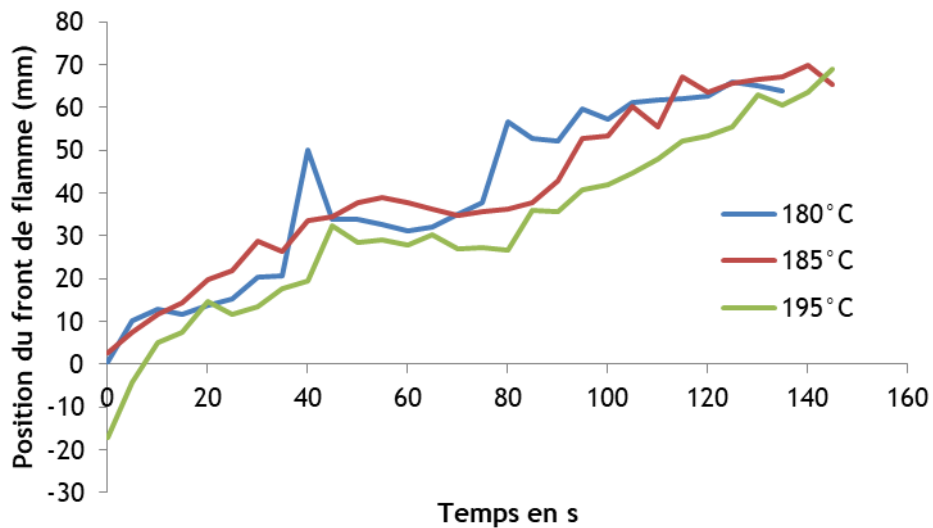


Fig. 67 : Evolution temporelle du front de flamme pour le câble PVC Beige à différentes températures de préchauffage.

Pour le câble PE Bleu 1, trois phases sont distinguées lors d'un essai (Fig. 68) :

- la phase de préchauffage par la flamme où la flamme ne se déplace pas,
- la phase de propagation où le front de flamme progresse,
- la phase de stabilisation où la flamme atteint le bout de la zone préchauffée par l'épiradiateur et la propagation est stoppée.

Pour déterminer la vitesse de propagation horizontale (V) lorsque la flamme se propage, le jeu de données de la position du front de flamme est restreint dans l'intervalle de temps où la propagation a lieu. La régression linéaire est ensuite tracée et sa pente relevée. Les résultats obtenus ce câble, à différentes températures de préchauffage, sont donnés dans le Tableau 13.

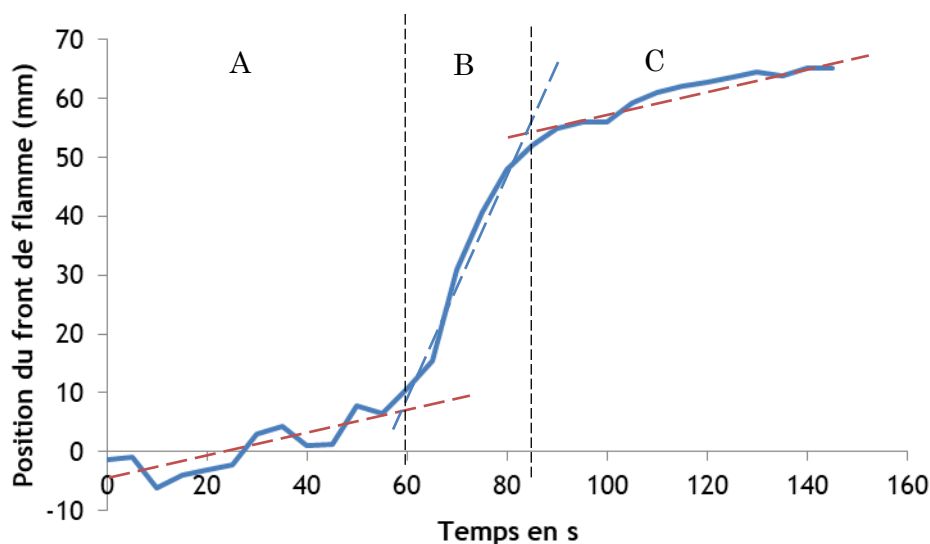


Fig. 68 : Description des 3 phases de propagation sur le câble PE Bleu 1 ;
A : Préchauffage ; B : Propagation ; C : Stabilisation.

Tableau 13 : Résultats des vitesses de propagation horizontale le long d'un câble PE Bleu 1.

T	250 °C (1)	250 °C (2)	260 °C
V_H	1,80 mm/s	1,82 mm/s	1,14 mm/s

Pour le câble PVC Beige, la propagation du front de flamme est plus chaotique. La flamme étant obstruée par le résidu carboné tout juste formé, la position de la flamme oscille autour d'une position moyenne. La formation du char bruite alors la position du front de flamme. En revanche, cette position moyenne évolue linéairement avec le temps. Pour déterminer la vitesse de propagation, la régression linéaire est tracée et la pente de cette régression correspond à la valeur moyenne de la vitesse de propagation de la flamme sur ce câble (Fig. 69). Les résultats obtenus avec ce câble, à différentes températures de préchauffage, sont donnés dans le Tableau 14.

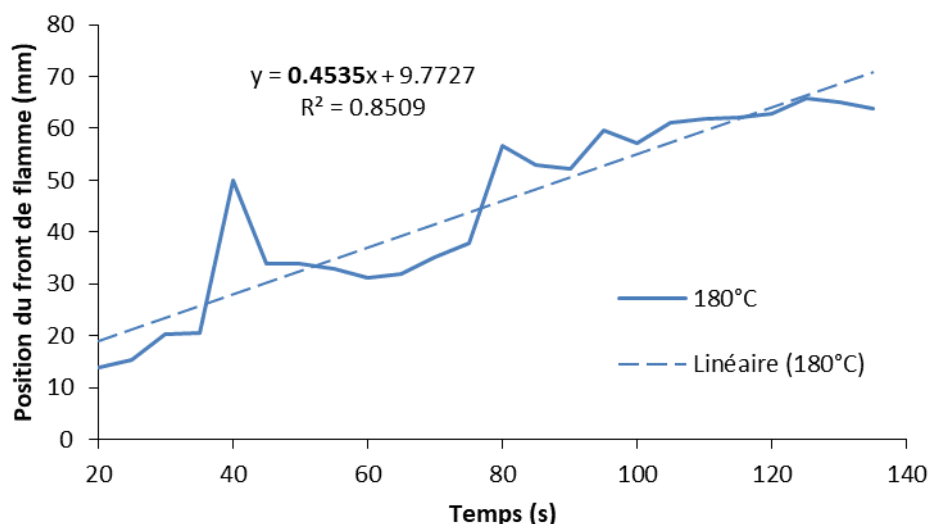


Fig. 69 : Essai de propagation du câble PVC Beige avec régression linéaire.

Tableau 14 : Résultats des vitesses de propagation horizontale le long d'un câble PVC Beige.

Température	180 °C	185 °C	195 °C
Vitesse	0,45 mm/s	0,40 mm/s	0,42 mm/s

La vitesse de propagation a pu être déterminée à partir de ces essais. Cependant, le domaine d'étude est limité à 4 cm, à cause du rayonnement restreint de l'épiradiateur. Il est nécessaire d'avoir un système de préchauffage plus important en taille pour permettre l'étude précise de la propagation de la flamme sur des câbles électriques. Il est également important de pouvoir faire varier la température de préchauffage de façon à analyser l'impact de ce paramètre sur la vitesse de propagation.

VII. Conclusion

L'objectif de ce chapitre est d'étudier les modèles d'inflammation et de propagation de Quintiere à petite échelle pour les deux catégories de câbles électriques considérés dans le cadre de ces travaux de recherche. Le premier type de câbles électriques concerne des câbles dont les gaines externes sont composées de PE/EVA et d'un retardateur de flamme sans halogène (ATH). Le 2^{ième} type de câbles correspond à des câbles dont les gaines sont faites en PVC.

La première partie du chapitre, consacrée à l'étude de l'inflammation à petite échelle avec le cône calorimètre, a d'abord permis de vérifier que le modèle d'inflammation de Quintiere était en accord avec les délais d'inflammation mesurés pour les câbles électriques de la 1^{ière} catégorie. En revanche, pour la 2^{ième} catégorie de câbles qui possèdent des gaines

externes composés de PVC, il y a des différences entre les prédictions du modèle et les mesures des délais d'inflammation.

Des investigations supplémentaires ont permis de montrer que la présence des conducteurs au sein des câbles, même importante, n'avait pas d'impact sur les délais d'inflammation des câbles. La présence des conducteurs ne semble donc pas influencer les transferts thermiques internes au moins jusqu'à l'inflammation. De même, l'effet de la géométrie des câbles et plus précisément du diamètre des câbles, même si on ne peut négliger son impact sur les délais d'inflammation, ne permet pas pour autant d'expliquer les écarts importants observés entre le modèle et les essais pour les câbles PVC.

En outre, il a été observé sur trois des quatre câbles étudiés, la formation importante de char (charbonnement issu de la dégradation du matériau) sur une large partie de la surface des câbles exposés avant l'inflammation. Ce phénomène est supposé impacter notablement la mesure de la température d'inflammation puisque cette dernière correspond à la température de la surface des câbles à l'inflammation. Pour tenter d'appréhender l'effet du char sur la température d'inflammation et plus généralement sur le phénomène d'inflammation, le char a été caractérisé en détail. En particulier, le volume formé par le char au cours du temps avant l'inflammation a été caractérisé par photogrammétrie. Un paramètre caractéristique de cette formation, nommé le paramètre d'accroissement du char, a été spécifié. Ce paramètre est invariant avec l'irradiance et est propre au matériau.

La formation importante de char rend la mesure de la température d'inflammation très délicate. Par conséquent, il est proposé de calculer une température d'inflammation équivalente par méthode inverse pour chacun des câbles PVC étudiés. La mesure de l'émissivité du matériau a permis de s'assurer que la température calculée ne prend en compte que l'incertitude liée à la physique du Char. En considérant pour l'ensemble des quatre câbles PVC étudiés dans cette thèse, une température d'inflammation équivalente de 329°C (i.e., la moyenne de ces mêmes températures pour tous les quatre câbles), il est montré que les délais d'inflammation calculés par le modèle de Quintiere sont cohérents avec ceux mesurés pour les quatre câbles PVC.

Enfin concernant la propagation, des premiers essais réalisés à l'aide d'un bec Bunsen et d'un épiradiateur ont montré des résultats encourageants, mais insuffisants : le système de préchauffage ne permet pas d'imposer une température homogène en milieu ouvert et la zone d'étude reste trop faible pour établir des conclusions solides. Il a été jugé plus utile, de poursuivre l'étude de la propagation à moyenne échelle avec le dispositif CISCO.

Chapitre IV.

Qualification du dispositif CISCCO

I. Introduction

Ce chapitre qui présente les travaux de qualification et de validation du dispositif CISCCO (*Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions*) réalisés au Laboratoire d'Expérimentation des Feux de l'IRSN est organisé en deux parties. La première partie concerne la qualification de la métrologie utilisée et la caractérisation de l'homogénéité et des valeurs maximales des flux de chaleur incidents reçus sur les zones d'inflammation et de propagation du chemin de câbles. La deuxième partie décrit la capacité du dispositif CISCCO à réaliser des essais d'inflammation, conformément aux standards en vigueur (cône calorimètre) ainsi que des essais de propagation. Ce chapitre contient également une description générale du dispositif et de la métrologie utilisée. Ces essais de qualification et de validation ont permis d'initier la principale phase d'essais réalisée dans ce travail de doctorat et décrite dans le Chapitre V.

II. Dispositif CISCCO

A. Présentation générale

1. Contexte

Le dispositif CISCCO a été développé afin de caractériser l'inflammation et la propagation de flammes le long d'un chemin de câbles électriques réel. Les résultats des essais ont vocation à alimenter une base de données qui contribuera, à terme, à la validation de modèles analytiques et/ou semi-empiriques d'inflammation et de propagation du feu ; ces modèles pouvant être implémentés dans les logiciels de simulation incendie de l'IRSN⁵ pour la simulation de la propagation d'un feu sur des ensembles de chemins de câbles. La conception du dispositif CISCCO a été guidée par la volonté de maîtriser les conditions aux limites (notamment concernant les flux de chaleur) imposées sur les zones d'inflammation et de propagation du chemin de câbles réel. Une seconde condition importante était d'imposer des flux de chaleur représentatifs de ceux rayonnés par des chemins de câbles enflammés environnants lors d'une configuration réelle. Ces exigences ont permis d'assurer une bonne répétabilité des essais, offrant ainsi un cadre propice à la

⁵ SYLVIA (code à zones) et CALIF³S/ISIS (outil CFD).

validation des modèles analytiques. Les essais réalisés avec le dispositif CISCCO sont ainsi considérés comme des essais analytiques à moyenne échelle.

2. Architecture générale du dispositif

Le dispositif CISCCO (Fig. 70), est composé principalement des deux équipements suivants :

- le châssis mécanique supportant les quatre panneaux rayonnants et leurs systèmes de déplacement motorisé,
- quatre panneaux rayonnants (deux supérieurs et deux inférieurs) équipés d'émetteurs infrarouges (IR), qui permettront d'exposer le chemin de câbles à des flux thermiques contrôlés, pouvant se déplacer en translation via un système moteur/courroie.

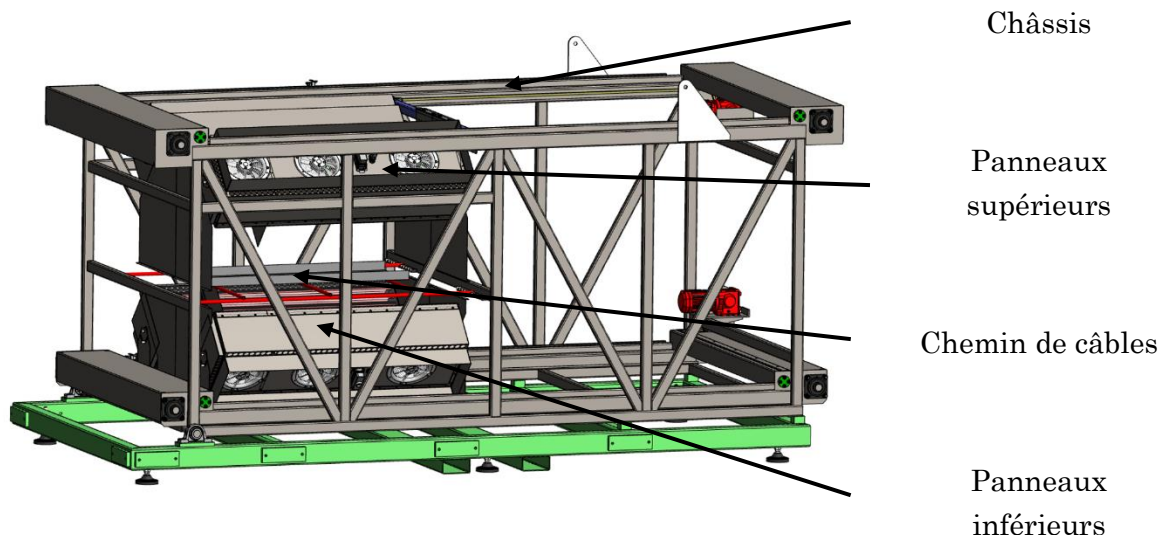


Fig. 70 : Schéma de l'architecture générale du dispositif CISCCO.

Les dimensions du dispositif sont de 4 m pour la longueur, 2 m pour la hauteur et 2 m pour la largeur.

3. Les zones d'essais et de repli

Le dispositif CISCCO est constitué de deux zones fonctionnelles : la zone d'essais et celle de repli, toutes les deux ayant une longueur de 1,7 m environ. La zone d'essais inclut le chemin de câbles électriques qui est exposé aux flux de chaleur émis par les panneaux rayonnants, afin d'étudier l'inflammation et la propagation résultante du feu. La zone de

repli permet d'accueillir les panneaux rayonnants après chaque essai, afin de libérer la zone d'essais pour les actions préparatoires et post-essai sur les câbles et l'instrumentation. De plus, les opérations de maintenance et de contrôle effectuées en zone de repli sur les panneaux peuvent être réalisées sans interférer avec toutes les actions réalisées sur la zone d'essais. Enfin, les essais peuvent être réalisés avec seulement l'un des deux ensembles de panneaux supérieurs ou inférieurs présents dans la zone d'essais, le deuxième ensemble pouvant rester dans la zone de repli. Les déplacements des ensembles de panneaux rayonnants supérieurs et inférieurs sont réalisés par entraînement de chaîne grâce à un système motorisé indiqué sur la Fig. 71.

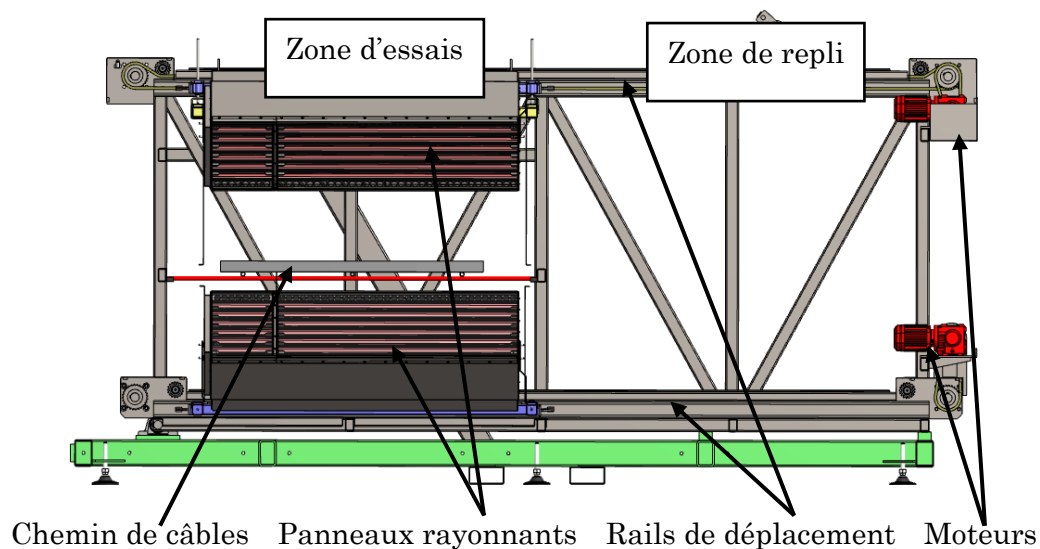


Fig. 71 : Vue en coupe de la zone d'essais avec les panneaux rayonnants et de la zone de repli.

B. Les panneaux rayonnants

1. Emetteurs infrarouges (IR)

Chacun des quatre panneaux rayonnants (deux supérieurs et deux inférieurs) du dispositif CISCCO est composé de deux parties (Fig. 72). La 1^{ère} partie qui contient six émetteurs infrarouges (IR) de la marque CSI et de puissance unitaire 4500 W et de longueur 30 cm, a pour objectif de rayonner sur la zone d'inflammation du chemin afin d'enflammer les câbles électriques. La 2^{ème} partie de chacun des quatre panneaux, qui contient six autres émetteurs de puissance unitaire identique (4500 W) mais de longueur de 1,1 m vise à rayonner sur la zone de propagation du chemin afin de préchauffer les câbles électriques. Tous les émetteurs IR sont des lampes halogènes dont la distribution spectrale de l'émission radiative se situe dans la gamme $[0,5 ; 3 \mu\text{m}]$ avec une longueur d'onde de l'ordre de $1 \mu\text{m}$ pour l'intensité spectrale maximale à 100 % de puissance des lampes, cf. Fig. 73. Ces mesures ont été réalisées par le Laboratoire Energies et Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) de l'université de Lorraine. L'intérêt des lampes halogènes comme émetteur IR réside notamment dans son temps de réponse très court (i.e., inférieur à 30s)

par rapport à d'autres solutions technologiques comme la résistance chauffante et aussi par l'intensité élevée du rayonnement émis.

Chaque panneau est composé des lampes IR, de réflecteurs permettant de réfléchir le rayonnement vers le chemin de câbles, de ventilateurs et de vitres Neoceram protégeant les émetteurs IR. Les filaments en tungstène des émetteurs IR (lampes halogènes) peuvent chauffer jusqu'à des températures de 2450 °C. Les émetteurs sont placés au plus près du fond de réflecteurs paraboliques qui permettent de réfléchir une partie du rayonnement émis. Pour éviter de déformer ces réflecteurs en aluminium et les connexions des lampes halogènes, les panneaux rayonnants doivent être refroidis. Le système de refroidissement initial permet une circulation d'air au sein des panneaux qui est capté à l'extérieur grâce à trois ventilateurs situés sur la face arrière des panneaux. L'air frais est aspiré par les ventilateurs, récupère de la chaleur aux réflecteurs pour les refroidir puis s'évacue sur l'un des côtés du panneau à travers les orifices prévus. La Fig. 74 montre une vue en coupe d'un panneau rayonnant afin d'illustrer la circulation interne de l'air. Afin d'éviter d'endommager les éléments sensibles des panneaux rayonnants, des thermocontacts situés au niveau des ventilateurs s'enclenchent dès qu'une température critique (de 140 °C) est atteinte.



Six lampes IR pour la ZP

Six lampes IR pour la ZI

Fig. 72 : Panneau rayonnant avec les deux parties et ses douze émetteurs IR situés derrière des vitres Neoceram.

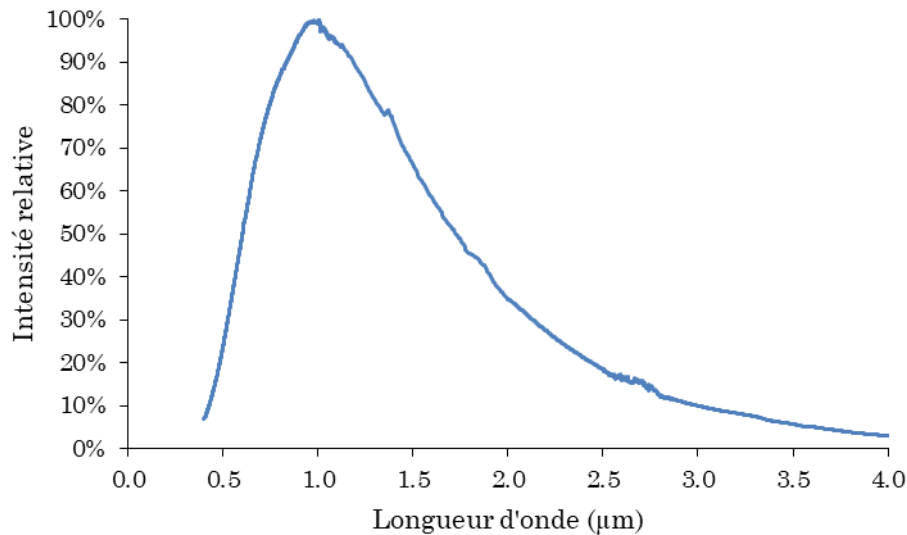


Fig. 73 : Distribution spectrale de l'intensité de l'émission radiative de deux lampes IR sans vitre protectrice utilisées dans CISCCO.

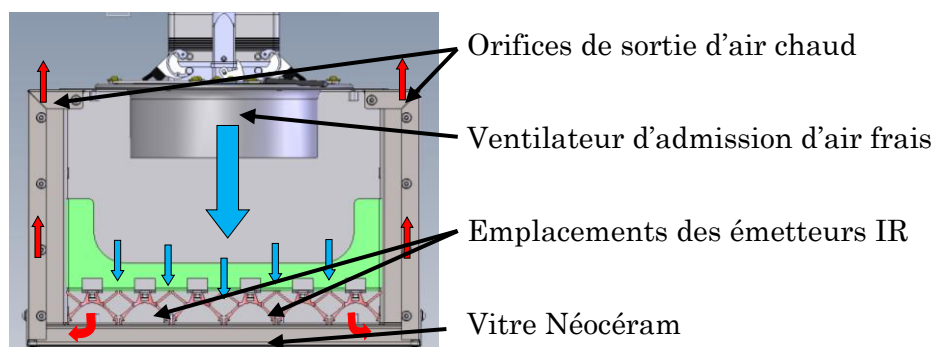


Fig. 74 : Vue en coupe d'un panneau rayonnant illustrant la circulation interne d'air (les flèches bleues représentent l'air frais et celles en rouge l'air chaud).

2. Inclinaison et translation des panneaux rayonnants

Afin d'augmenter le flux de chaleur incident reçu sur le chemin de câbles et le cas échéant améliorer l'homogénéité des flux de chaleur, il est possible de modifier la hauteur de l'ensemble des deux panneaux rayonnants supérieurs, l'espacement entre les panneaux de chaque paire et enfin l'orientation de chaque panneau. Le déplacement en hauteur des deux panneaux supérieurs est dirigé selon l'axe vertical $\vec{Z}$ et la modification de l'espacement entre les panneaux de chacune des deux paires suit l'axe horizontal $\vec{Y}$, tels qu'illustrés sur la Fig. 75 (a). La rotation des panneaux est caractérisée par l'angle α (visible sur la Fig. 75 (b)) entre l'axe normal $\vec{n}$ à la surface rayonnante des panneaux et l'axe vertical $\vec{Z}$. Par défaut, l'angle α est égal à 45° . La modification de la position ou la rotation des panneaux, possibles sans difficulté particulière, permet de changer le facteur de forme des panneaux rayonnants arrivant sur la surface des câbles. Une étude sur la position optimale des panneaux est développée dans la partie III.E.2 de ce chapitre.

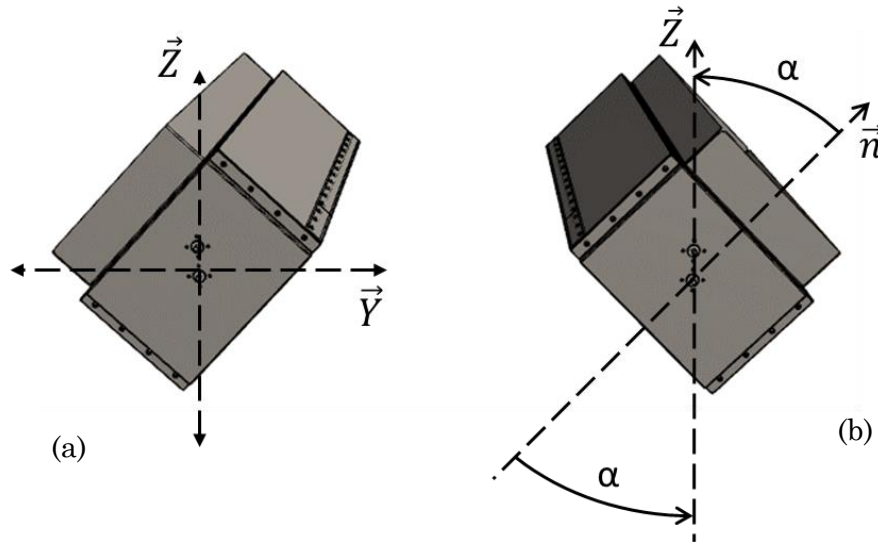


Fig. 75 : Déplacements possibles des panneaux rayonnants. a. Translations selon les axes $\vec{Y}$ et $\vec{Z}$ (uniquement pour les panneaux supérieurs). b. Rotation de chacun des panneaux selon l'axe $\vec{Z}$.

C. Les zones d'inflammation (ZI) et de propagation (ZP)

Le chemin de câbles électriques d'une longueur de 1,4 m est situé au centre de la zone d'essais et se divise en deux zones. La première, appelée zone d'inflammation (ZI) correspond à la surface de la nappe de câbles soumise à des flux de chaleur radiatifs incidents maximaux de l'ordre de 70 kW/m² sur une longueur de 0,3 m, afin d'enflammer les câbles. La seconde zone, dénommée la zone de propagation (ZP), définit la surface de la nappe des câbles qui est exposée sur une longueur de 1,1 m à des flux de chaleur radiatifs maximums de 25 kW/m², afin de préchauffer les câbles jusqu'à 350 °C. Lors du développement d'un feu de multiples chemins de câbles électriques, les chemins qui ne sont pas encore enflammés vont être préchauffés par le rayonnement du foyer et le panache des fumées. La configuration des panneaux rayonnants du dispositif CISCCO permet donc de reproduire le préchauffage des câbles tel que décrit ci-dessus. Ce préchauffage est nécessaire pour permettre la propagation horizontale des flammes le long du chemin de câbles. Les longueurs exactes de ces deux zones ont été déterminées à l'issue des cartographies présentées dans la partie III.E.1. Ces deux zones sont présentées sur la Fig. 76 qui montre un chemin de câbles avec uniquement les panneaux rayonnants inférieurs en fonctionnement.

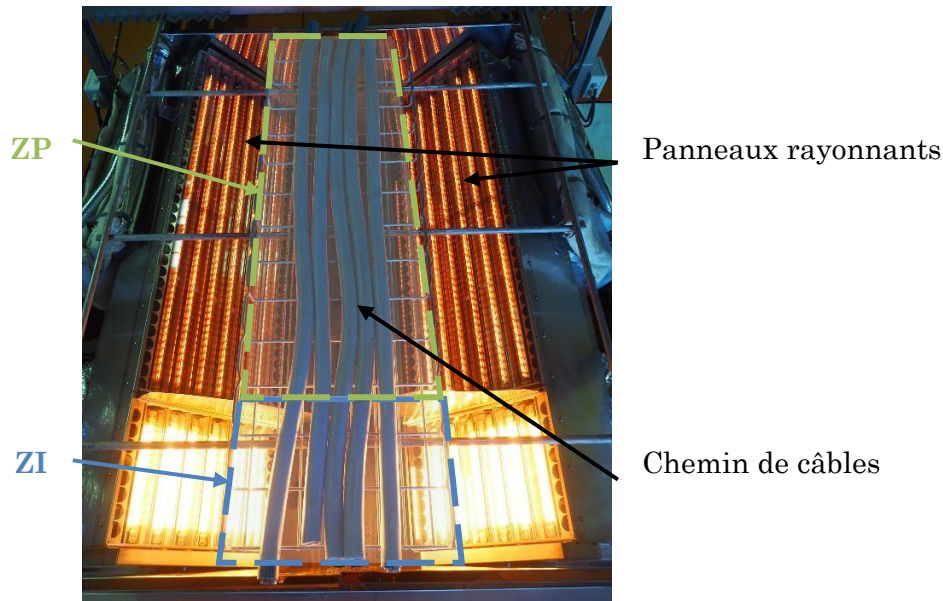
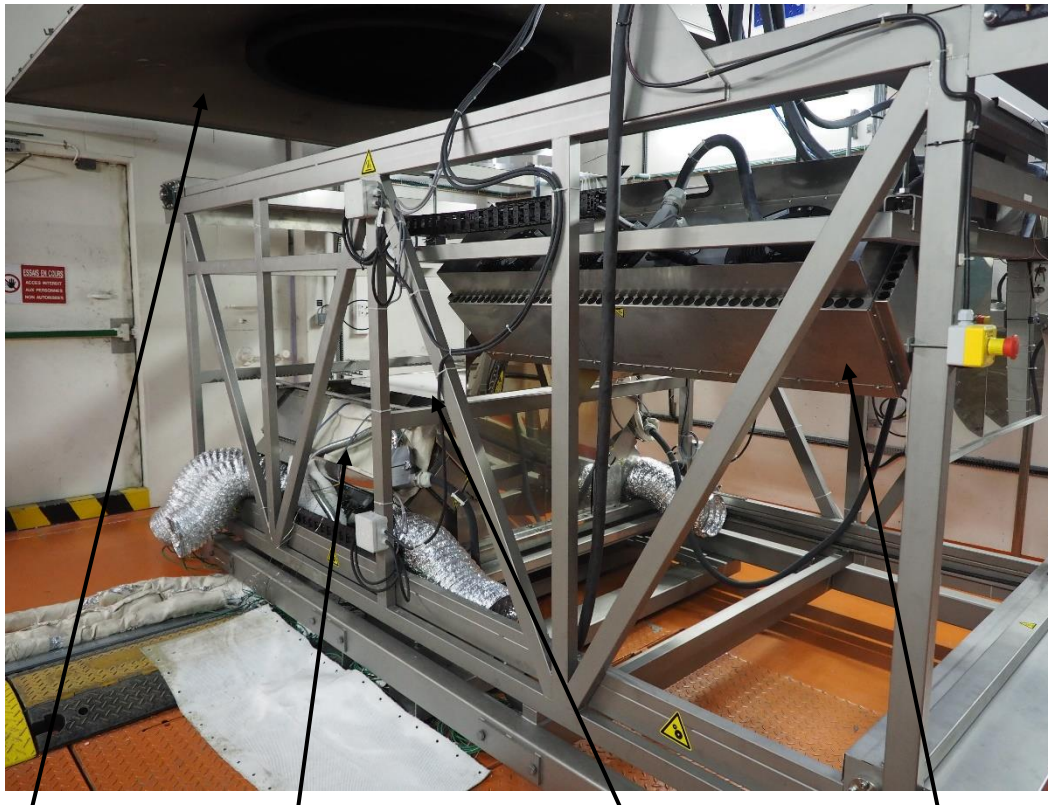


Fig. 76 : Vue du dessus avec les panneaux rayonnants inférieurs en fonctionnement.

1. Equipements associés au dispositif CISCCO

La Fig. 77 montre l'ensemble du dispositif CISCCO avec la zone d'essais qui a été placée sous une hotte permettant d'extraire avec un débit maximal de 3000 m³/h les fumées produites par la combustion des câbles électriques. La Fig. 78 montre le schéma fonctionnel du dispositif CISCCO et des équipements associés tel que le réseau de ventilation connecté à la hotte d'extraction des fumées. Ce réseau est composé de deux filtres de très haute efficacité (THE) ainsi que de plusieurs veines de mesures où sont implantées des mesures de température, de concentration de gaz (CO₂, CO et O₂), de pression et du débit d'extraction. Le schéma fonctionnel comprend également une vue de coupe de la zone d'essais du dispositif CISCCO avec le chemin de câbles et les quatre panneaux rayonnants et une vue de dessus du chemin de câbles avec toute la métrologie associée.



Hotte d'extraction Panneaux rayonnants inférieurs en Zone d'Essais Emplacement du chemin de câbles Panneaux rayonnants supérieurs en Zone de Repli

Fig. 77 : Photographie de l'ensemble du dispositif CISCCO.

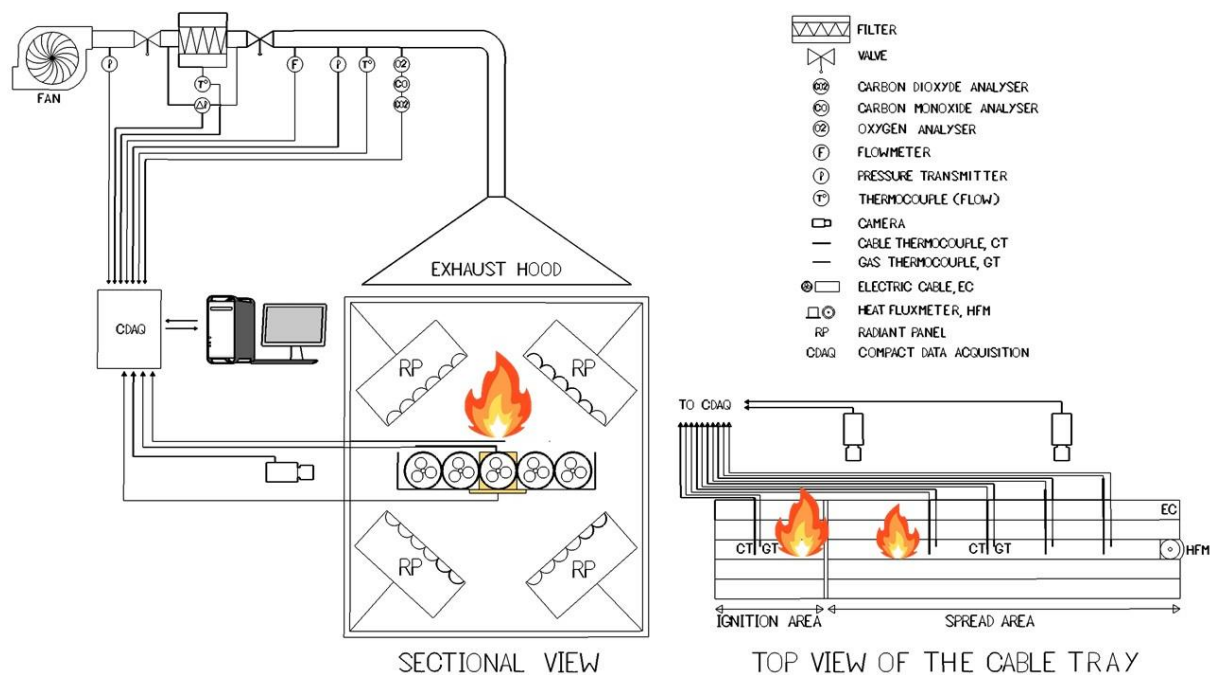


Fig. 78 : Schéma fonctionnel du dispositif CISCCO.

D. Déroulement d'un essai d'inflammation et de propagation

Le protocole d'essai est constitué de quatre phases :

- Phase 1 : Préchauffage (durée entre 5 et 30 min)
 - les panneaux rayonnants émettent le même flux en ZI et en ZP jusqu'à 25 kW/m^2 ,
 - la nappe de câbles chauffe jusqu'à atteindre une température souhaitée stable.
- Phase 2 : Inflammation (durée de quelques minutes)
 - le flux incident imposé sur la ZP reste inchangé,
 - le flux incident augmente en ZI pour atteindre la valeur souhaitée pour enflammer les câbles,
 - activation de l'arc électrique afin de déclencher l'inflammation (ignition pilotée),
 - arrêt de l'arc électrique 5 s après inflammation.
- Phase 3 : Propagation
 - le flux incident imposé sur la ZP reste inchangé,
 - le flux incident imposé sur la ZI est ramené à celui imposé sur la ZP,
 - le flux en ZI est maintenu tant que le front de flamme n'a pas atteint la ZP,
 - la fin de cette phase se produit lorsque la flamme atteint la fin du chemin de câbles ou s'est éteinte (*flameout*).
- Phase 4 : Arrêt et phase de repli
 - extinction de tous les émetteurs IR,
 - activation des ventilateurs du système de refroidissement pendant 10 min afin de refroidir les lampes infrarouges et de ne pas dégrader les réflecteurs des panneaux.

E. Pilotage du dispositif

Le dispositif CISCCO est alimenté et piloté par une armoire électrique de puissance et de contrôle-commande, dite armoire procédé. Le contrôle-commande du dispositif CISCCO est réalisé grâce à la partie fonctionnelle de l'armoire procédé CISCCO, alimentée en triphasé 400 V. Cette dernière est équipée d'un automate de type PROFACE avec une interface et un micro-automate permettant la gestion de cycles multiples et complètement paramétrables. Cette interface est intégrée dans un pupitre de commande (Fig. 79) installé dans la salle de commande (SDC) attenante au local abritant le dispositif CISCCO. Des caméras positionnées autour du dispositif CISCCO permettent de vérifier le bon déplacement du dispositif depuis la SDC. Les consignes d'exploitation et de sécurité imposent aux opérateurs de piloter le fonctionnement du dispositif depuis la SDC. Le

contrôle-commande pilote l'alimentation électrique des émetteurs IR et celle des moteurs qui déplacent des panneaux rayonnants.

Pour le contrôle de l'instrumentation, un écran de supervision dans la salle de commande relié au système d'acquisition National Instrument (NI) est mis en place. Le système d'acquisition permet d'enregistrer les mesures issues du chemin de câbles (les températures dans la gaine du câble et le flux de chaleur incident) mais également celles implantées sur le réseau de ventilation, à savoir les concentrations des principaux gaz dans les fumées (O_2 , CO_2 et CO) ainsi que le débit, la température et la pression de l'écoulement.



Fig. 79 : Exemple d'écran de l'interface homme/machine permettant de piloter le dispositif CISCCO.

L'automate permet de réaliser des essais composés des quatre étapes telles que décrites ci-avant. Pour chacune de ces étapes, les puissances de chaque zone sont renseignées ainsi que la durée de l'étape dans une liste de l'algorithme nommée *Recette d'essai*. Cette *Recette* possède trois modes de fonctionnement différents :

- 1^{er} cas : la puissance pilotée par zone est fixée. Il s'agit alors d'une *Recette Calculée*.
- 2nd cas : la puissance pilotée par zone est asservie par PID grâce au retour du signal d'un capteur, qui peut être un fluxmètre situé dans le chemin de câbles et mesurant le flux incident, ou d'un pyromètre de la marque Optris mesurant la température de surface du chemin de câbles. Dans ce cas, la recette est appelée *Recette Régulée*.
- 3^{ème} cas : dans une même étape, une première zone est pilotée par une puissance fixée et la seconde par une puissance régulée. Il s'agit alors de la *Recette Mixte*. Ce régime de fonctionnement a été développé au cours de cette thèse.

Lorsqu'une puissance est régulée lors d'un essai (i.e., lors du second ou troisième cas), il est également possible de geler la consigne par le biais d'un bouton « GEL » sur le contrôle-commande. L'intérêt de cette action est d'éviter de réguler la puissance des lampes à partir d'une mesure erronée du flux ou de la température. Par exemple, dans le cas d'une régulation en température, le passage de la flamme dans la zone du pyromètre va altérer

la mesure de la température de surface, et donc la puissance des panneaux. Pour éviter cet effet indésirable, la consigne est gelée manuellement juste avant le passage.

Une autre liste à remplir de l'algorithme décrit les rapports de puissance entre les émetteurs IR d'une même zone. Cette liste dénommée *Recette de Forme* a pour objectif d'améliorer l'homogénéité du flux de chaleur incident par zone. Chaque lampe i possède un coefficient de forme associé noté Kf_i . Ce coefficient, variant entre 0 et 1, correspond au rapport souhaité entre la puissance électrique de l'émetteur i et la puissance pilotée par la Recette d'Essai.

Un cycle d'essai de l'automate PROFACE couple la Recette d'Essai et la Recette de Forme. De ce fait, chaque émetteur reçoit la puissance électrique P_i décrite par l'équation 58.

$$P_i = P_{Zone} \times Kf_i \quad (58)$$

avec P_i la puissance électrique de l'émetteur i (%), P_{Zone} la puissance électrique pilotée de la zone (ZI/ZP) où se situe l'émetteur i (%) et Kf_i le coefficient de forme de l'émetteur (%).

L'automate agit sur l'armoire procédé à travers le hacheur qui est un dispositif d'électronique de puissance à courant continu. La commande du hacheur par l'automate ouvre et ferme périodiquement son contact. Le rapport du temps d'activation des contacts sur le temps total se nomme le rapport cyclique. La relation entre la tension de sortie moyenne, la tension d'entrée et ce rapport cyclique est décrite par l'équation 59.

$$\overline{U_{sortie}} = U_{entrée} \times R_{cyclique} \quad (59)$$

L'automate va alors commander le rapport cyclique du hacheur, contrôlant ainsi la tension (et donc la puissance) de sortie. Une des limitations de ce type de technologie est la fréquence maximale de l'horloge du hacheur (i.e. le nombre d'ouvertures et de fermetures des contacts à la seconde). Il en découle un nombre limité de paliers de pourcentage d'entrée (32 dans notre cas). La relation entre la puissance par émetteur en sortie de l'armoire procédé et du pilotage de l'automate est décrite par l'équation 60.

$$R_{i,s} = \text{arrondi} \left(\text{arrondi} \left(R_{i,e} \times \frac{32}{100} \right) \times \frac{100}{32} \right) \quad (60)$$

avec $R_{i,s}$ le rapport cyclique de l'émetteur i appliqué en sortie de l'armoire procédé (%) et $R_{i,e}$ la commande du rapport cyclique de l'émetteur i issu de l'automate (%).

La puissance électrique d'entrée des émetteurs IR est précise à environ 3 % de la puissance maximale, soit 135 W.

III. Qualification de la métrologie et des panneaux rayonnants

A. Objectifs

Après la réception usine du dispositif CISCCO et les premiers tests, un programme complet de qualification du dispositif a été réalisé dans le cadre de cette thèse. Les principaux objectifs de ce programme de qualification étaient de :

- terminer la réception sur site et d'optimiser le système de refroidissement,
- qualifier les fluxmètres,
- calibrer les panneaux rayonnants afin d'obtenir un flux de chaleur incident homogène dans chacune des deux zones,
- qualifier la répartition des flux lors des phases de préchauffage/propagation et d'inflammation pour chaque zone et entre les zones,
- qualifier l'enchaînement des phases de préchauffage, d'inflammation et de propagation en mode calculé et régulé.

1. Métrologie

Afin de déterminer la répartition du flux de chaleur radiatif émis par les panneaux rayonnants arrivant sur la nappe de câbles, plusieurs mesures de ce flux sont nécessaires. A cet effet, un premier type de fluxmètre qui mesure le flux de chaleur incident radiatif a été utilisé. Un second type de fluxmètre mesurant le flux de chaleur incident total a également été utilisé, le flux de chaleur par convection étant jugé faible par rapport au flux de chaleur radiatif, dans la configuration horizontale étudiée. Ce second fluxmètre est a priori moins sujet à dériver. A l'issue de cette étude, le fluxmètre le plus adapté sera utilisé dans les cartographies du flux de chaleur incident.

2. Calibration des panneaux rayonnants

Le flux de chaleur reçu par le chemin de câbles et émis par les panneaux rayonnants du dispositif CISCCO est l'un des principaux paramètres des essais d'inflammation et de propagation. Pour la réalisation de ces essais, la maîtrise des niveaux des flux incidents et de leur homogénéité est une condition nécessaire. Ces premiers essais ont permis

également de mesurer les flux de chaleur maximum mesurés sur chacune des deux zones (ZI et ZP).

Dans un premier temps, l'objectif de la qualification des panneaux rayonnants est alors de caractériser les niveaux de flux incidents en fonction des puissances électriques pilotées pour les panneaux supérieurs et inférieurs et pour chacune des deux zones, ZI et ZP.

Dans un second temps, les essais visent à caractériser l'homogénéité des flux de chaleur incidents puis de l'améliorer le cas échéant sur chacune des zones (ZI et/ou ZP).

3. Qualification de la répartition du flux dans la Zone de Transition

Lorsque la ZI et la ZP sont soumises à des flux de chaleurs différents, il s'établit, entre ces deux zones, une troisième zone dite de transition. Le flux de chaleur incident sur la Zone de Transition (ZT) variant entre celui imposé sur la ZI et celui sur la ZP, comme illustré sur la Fig. 80.

L'objectif est de quantifier la longueur de la ZT afin de la prendre en compte dans l'analyse des essais, aussi bien pour l'étude de l'inflammation que de la propagation.

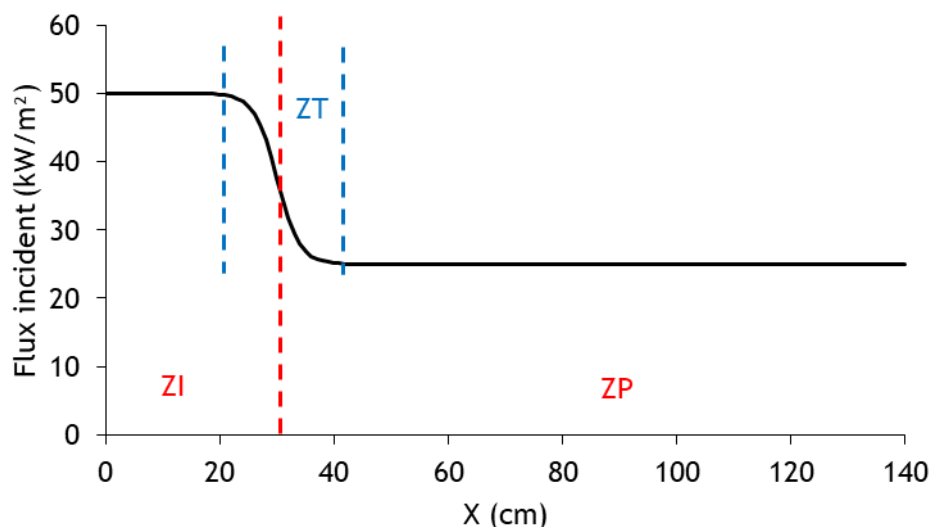


Fig. 80 : Illustration du profil du flux de chaleur sur toute la longueur des câbles par une fonction sigmoïde pour des flux incidents imposés de 50 et 25 kW/m² sur les ZI et ZP, respectivement.

B. Réception et système de refroidissement des panneaux rayonnants

1. Problématique

Lors des premiers essais réalisés avec le protocole standard (décrit dans la partie II.D) pour une puissance maximale en ZP utilisant les panneaux rayonnants inférieurs

uniquement, les thermocontacts se sont enclenchés et ont activé le système d'arrêt d'urgence.

La cause identifiée de cet échauffement provient du mélange, à proximité de la face arrière des panneaux rayonnants, de l'air chaud extrait avec l'air frais admis au niveau des ventilateurs (Fig. 74). Le refroidissement résultant est ainsi inefficace et la température de l'air extrait augmente. Le système de refroidissement est alors semi-ouvert. Il était donc nécessaire de mettre en œuvre une solution de refroidissement efficace.

2. Solution proposée et thermocouples de contrôle

La solution pour éviter cet échauffement de l'air frais admis est d'isoler les deux circuits d'air. Sur les panneaux supérieurs, un capot métallique, appelé plénum, a été rajouté sur la face arrière des panneaux. Ce plénum isole les ventilateurs et les flux d'airs frais des sorties d'air chaud tout en permettant le déplacement des panneaux rayonnants.

L'ajout d'un plénum sur les panneaux rayonnants inférieurs n'est pas aisé compte tenu de la place très limitée disponible au voisinage de leur face arrière. Une solution provisoire a donc été mise en place sur ces deux panneaux. Cette solution a consisté à installer des gaines flexibles reliées aux ventilateurs des panneaux rayonnants. Ce montage a permis le prélèvement de l'air frais par les ventilateurs en l'isolant de l'air chaud extrait des panneaux rayonnants.

Les deux solutions mises en place sont montrées sur la Fig. 81.

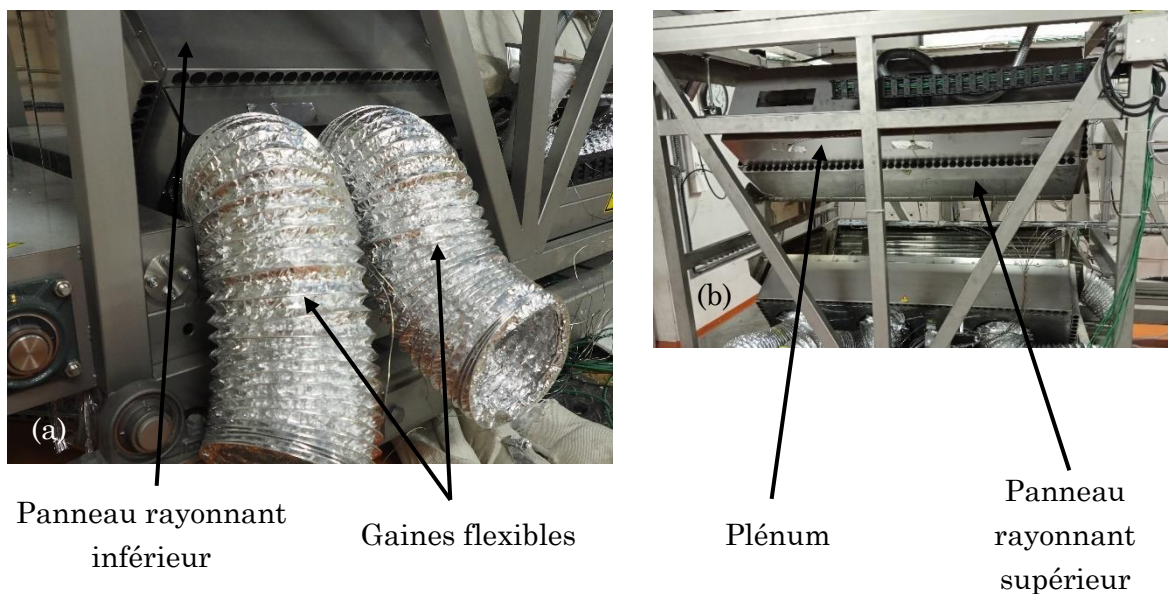


Fig. 81 : Installations des gaines flexibles sur les panneaux inférieurs (a) et du plénum sur les panneaux supérieurs (b).

Pour contrôler les températures des flux d'air, des thermocouples ont été installés aux emplacements d'admission et d'extraction de l'air caloporteur. Chaque thermocouple de contrôle est associé à un ventilateur (V1, V2 ou V3), à une embouchure (admission ou extraction) et à un des quatre panneaux (Haut-Gauche, Haut-Droite, Bas-Gauche ou Bas-Droite). Les positions sur la face arrière d'un panneau de ces thermocouples sont représentées par des croix bleues sur la Fig. 82.

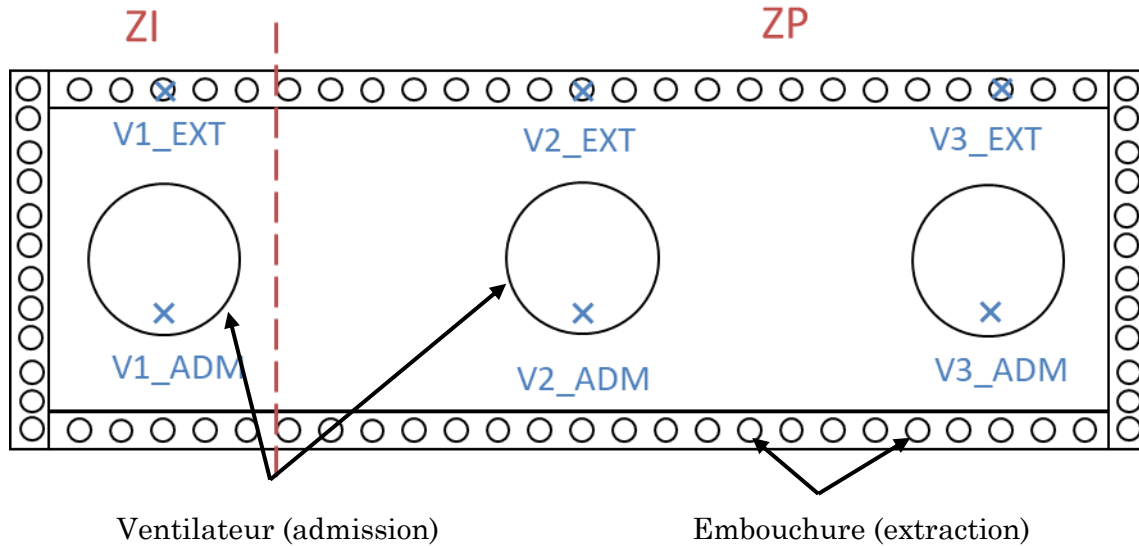


Fig. 82 : Schéma de la face arrière d'un panneau rayonnant montrant l'emplacement des thermocouples pour le contrôle du système de refroidissement.

Un test pour analyser le comportement thermique du dispositif et du système de refroidissement a alors été réalisé. Ce test consiste à activer tous les panneaux rayonnants du dispositif à pleine puissance pendant une courte période. Les profils de température obtenus par les mesures des thermocouples sont ensuite modélisés par l'équation 61. Les températures à dix minutes d'exposition sont alors extrapolées à l'aide de cette équation. Le choix des dix minutes correspond au temps maximal de la phase d'inflammation, celle qui sollicite le plus les panneaux.

$$T(t) = (T_f - T_0) \cdot (1 - e^{-a \cdot t}) + T_0 \quad (61)$$

avec T_f la température finale (°C), T_0 la température initiale (°C), a le taux de croissance (s^{-1}).

3. Résultats du test thermique

Les températures extrapolées aux différents emplacements sont synthétisées dans le Tableau 15. Ces résultats montrent que les gaines flexibles permettent l'admission d'un air plus froid que par le plénum. En effet, les températures relevées sur les panneaux supérieurs qui sont équipés avec le plénum sont plus importantes que celles mesurées sur les panneaux inférieurs. D'autre part, toutes les températures maximales des flux d'air admis (ADM) sont inférieures à 140 °C, la température de déclenchement des thermocontacts.

Le système mis en place est donc suffisant pour permettre la réalisation des essais de qualification dans des conditions satisfaisantes. Néanmoins, pour les panneaux rayonnants supérieurs équipés avec les plénums, certaines températures maximales des flux d'air admis peuvent atteindre des niveaux avoisinant la température de déclenchement des thermocontacts. Il convient alors de suivre en particulier ces températures lors de la réalisation des essais.

Tableau 15 : Températures extrapolées à dix minutes de l'air admis et extrait à pleine puissance.

TC	V1_ADM	V1_EXT	V2_ADM	V2_EXT	V3_ADM	V3_EXT
HAUT GAUCHE	85 °C	109 °C	94 °C	202 °C	36 °C	83 °C
HAUT DROITE	56 °C	154 °C	88 °C	158 °C	42 °C	132 °C
BAS GAUCHE	34 °C	159 °C	38 °C	116 °C	36 °C	166 °C
BAS DROITE	47 °C	219 °C	43 °C	156 °C	33 °C	126 °C

C. Métrologie

Deux types de fluxmètres MEDTHERM sont mis en œuvre lors des essais CISCCO, un mesurant le flux de chaleur incident radiatif et le second le flux de chaleur incident total. Les mesures réalisées à l'aide de ces fluxmètres servent à quantifier les niveaux de flux reçus sur la ZI et la ZP. Des premiers tests de comparaison des mesures réalisées avec les deux types de fluxmètres sont effectués avec les panneaux rayonnants (partie inflammation) pour des flux variant de 10 à 70 kW/m².

1. Fluxmètre radiatif

Un fluxmètre MEDTHERM de type GARDON refroidi à l'eau a été utilisé pour mesurer le flux de chaleur radiatif incident à la surface du chemin de câbles. Le fluxmètre est montré sur la Fig. 83 avec sa face avant démontée, ce qui permet d'observer sa cavité ellipsoïdale interne. Un élément sensible, situé au fond de cette cavité, permet de mesurer le flux thermique incident. La cavité ellipsoïdale a pour rôle de réfléchir le rayonnement thermique jusqu'à l'élément sensible. La présence d'un petit orifice sur la face avant de la cavité (cf. Fig. 83) permet à ce type de fluxmètre de ne prendre en compte que le flux de

chaleur incident radiatif. De plus, pour éviter l'encrassement de cette cavité par des suies, un faible débit d'azote est injecté. Cependant, il a été constaté que ce débit d'azote, injecté à température ambiante, pouvait refroidir l'élément sensible et ainsi conduire à sous-estimer le flux radiatif incident reçu. Une estimation de cet effet en mesurant l'irradiance avec et sans la présence de l'azote pour plusieurs puissances électriques a été réalisée au centre de la ZI avec les panneaux inférieurs. La réduction de l'irradiance mesurée, provoquée par l'azote et reportée sur la Fig. 84, est pratiquement proportionnelle au flux incident. Pour son utilisation, aucune suie ne devrait être présente lors des mesures. Dans ce cas, les mesures réalisées avec le fluxmètre radiatif sont faites sans l'utilisation de l'azote.

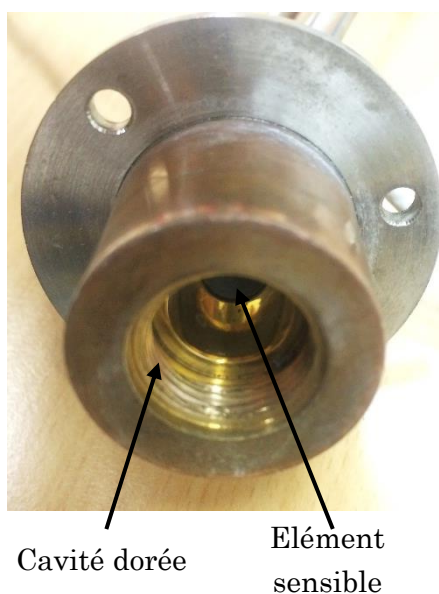


Fig. 83 : Fluxmètre radiatif MEDTHERM 64EP-2-21495T avec la cavité ouverte.

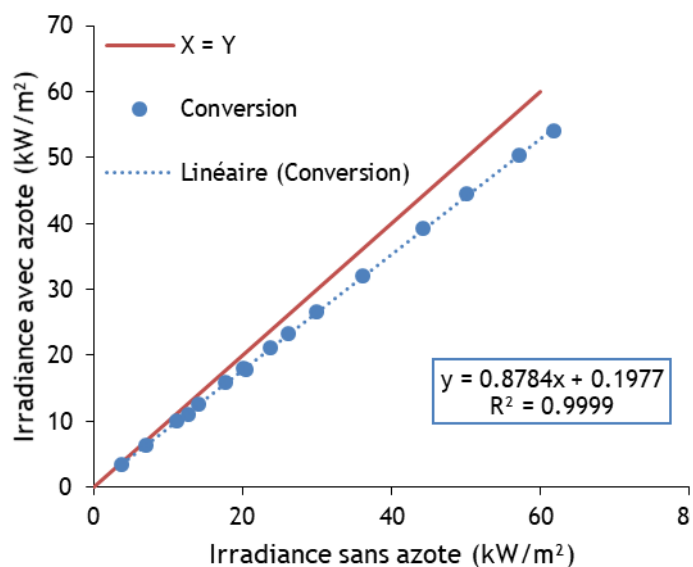


Fig. 84 : Irradiance avec et sans la présence de l'azote sur la mesure du fluxmètre radiatif (en bleu) et la droite $X = Y$ (en rouge).

2. Fluxmètre total

Le 2^{ème} type de fluxmètre de marque MEDTHERM, qui a été utilisé lors de ces travaux, permet la mesure du flux de chaleur incident total. C'est également un fluxmètre de type GARDON refroidi à l'eau. Par contre, pour ce type de fluxmètre, l'élément sensible est situé sur la surface externe du fluxmètre afin de mesurer les composantes radiatives et convectives du flux de chaleur. Une comparaison entre les deux types de fluxmètre a été réalisée. Lors de ces mesures, l'azote n'a pas été injecté dans le fluxmètre radiatif compte tenu de son impact sur la mesure.

Les résultats de ces essais, reportés sur la Fig. 85, montrent une différence importante entre les deux types de fluxmètres pouvant aller jusqu'à plus de 15 kW/m² pour un même niveau de puissance initial. Les mesures des fluxmètres totaux surestiment celles des

fluxmètres radiatifs quelle que soit la puissance électrique des panneaux rayonnants. Cette différence ne s'explique ni par la contribution des effets de convection qui sont négligeables dans cette position horizontale et pour des temps aussi courts, ni par l'effet de l'azote qui n'est plus injecté pour ces essais. Le flux incident provient de plusieurs directions par rapport au fluxmètre. Il est possible que la cavité du fluxmètre ellipsoïdale soit responsable de cette différence, le flux incident avec un angle important n'atteignant pas l'élément sensible.

De plus, une dérive importante du fluxmètre radiatif a été observée. En effet, sur le banc d'étalonnage du laboratoire pour une puissance contrôlée équivalente, la mesure du fluxmètre radiatif a chuté de 13 % par rapport à la valeur de référence réalisée avant les quelques mois d'utilisation sur le dispositif CISCCO.

Compte-tenu de l'effet de l'azote et de la dérive sur le fluxmètre radiatif, les fluxmètres totaux ont alors été privilégiés pour réaliser les cartographies ainsi que les calibrations nécessaires pour les essais.

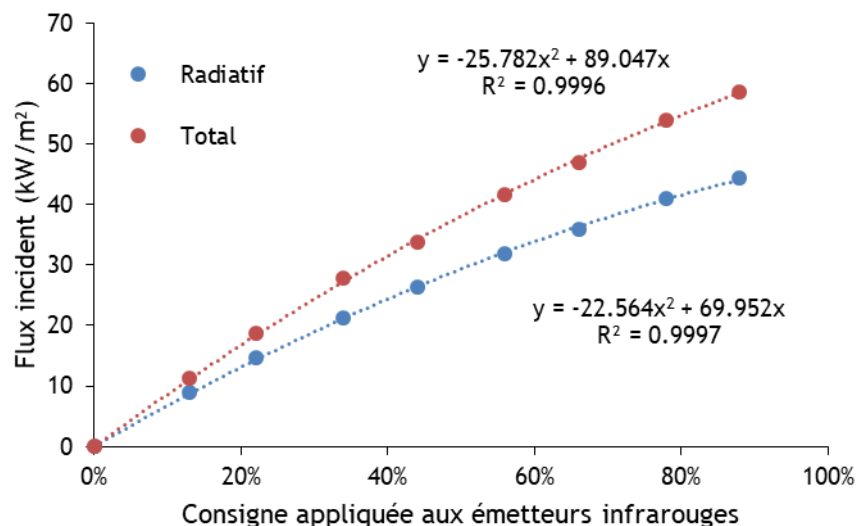


Fig. 85 : Flux de chaleur incidents mesurés par les fluxmètres radiatif et total en fonction de la puissance électrique des panneaux rayonnants.

3. Caméras

a) Système National Instruments (NI)

Deux caméras Basler Ace avec une focale de 4 mm sont installées sur le côté du chemin de câbles étudié et orientées horizontalement. Pour éviter d'endommager le capteur de la caméra, un filtre réfléchissant le rayonnement infrarouge est installée devant la lentille. Le point de vue de la première caméra, appelée « Caméra ZI », permet d'observer toute la ZI et la première moitié de la ZP (i.e., de X = 0 à 80 cm comme montré sur la capture (b) de la Fig. 86). La seconde caméra, appelée « Caméra ZP », permet d'observer la quasi-

totalité de la ZP (i.e., de $X = 50$ à 140 cm visible sur la capture (a) de la Fig. 86). Les points de vue offerts par les caméras permettent de vérifier le fonctionnement des lampes lors des essais de qualification et de quantifier la vitesse de propagation de la flamme.

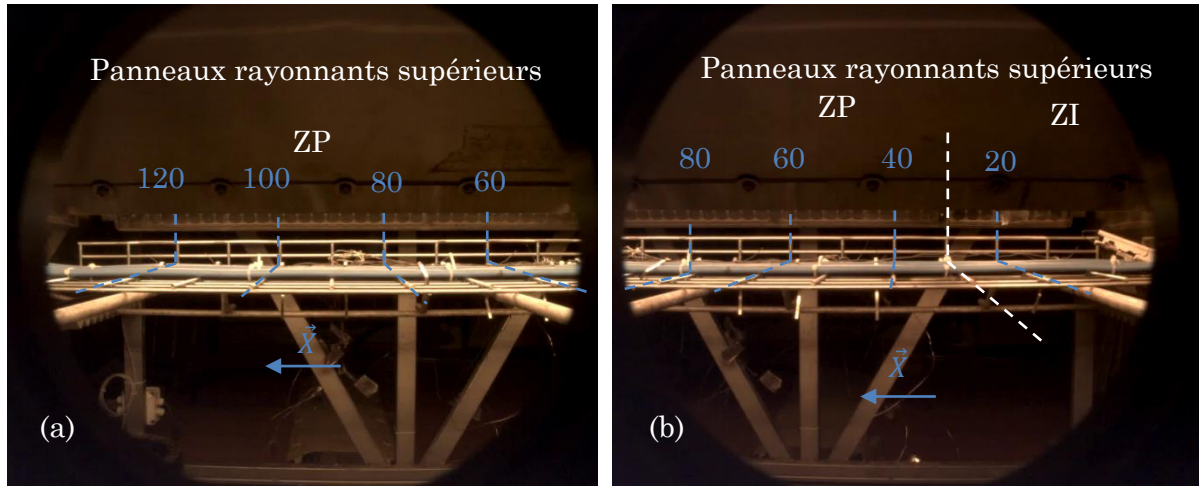


Fig. 86 : Captures de la « Caméra ZP » (a) et de la « Caméra ZI » (b) au cours d'un essai avec les panneaux supérieurs activés.

b) Système HIK

Deux autres caméras de vidéosurveillance HIKVision avec une focale de 2,8 mm sont situées sur le côté, entre les deux caméras NI, avec un objectif grand angle qui déforme les perspectives et permet d'observer toute la longueur du chemin de câbles et sur le dessus du chemin. Les noms de ces caméras, dont les points de vue sont montrés sur la Fig. 87, sont « CISCCO Side » et « CISCCO Top ».

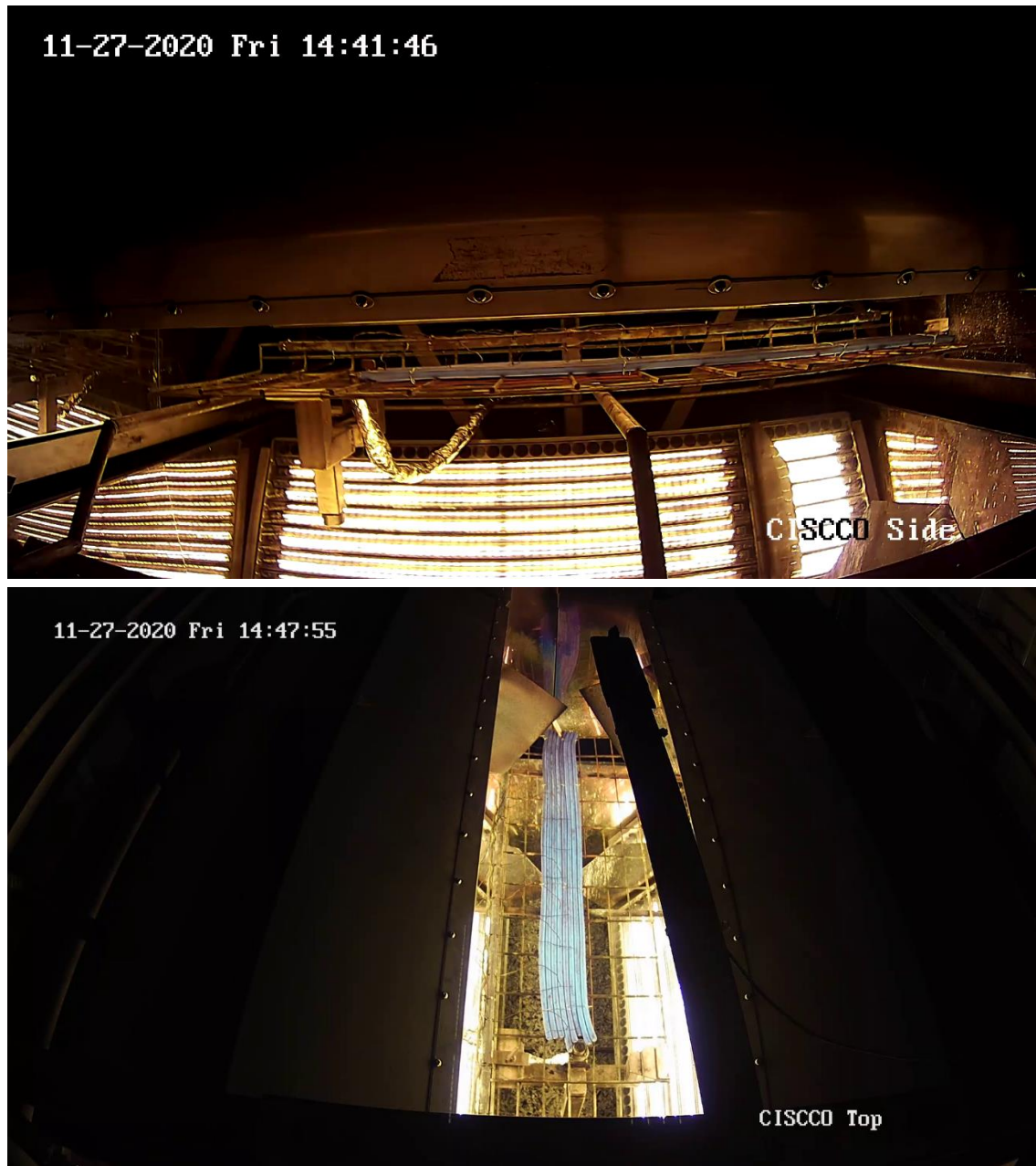


Fig. 87 : Captures des caméras « CISCCO Side » (haut) et « CISCCO Top » (bas) lors d'un essai.

D. Protocole pour les cartographies

1. Plaque de cartographie et points de mesures

La réalisation des cartographies du flux de chaleur reçu sur l'ensemble des zones d'inflammation et de propagation du chemin de câbles nécessite la réalisation de nombreuses mesures du flux de chaleur incident. A cet effet, une plaque de matériau inerte et isolant thermique a été usinée avec une vingtaine d'orifices parfaitement adaptés à la mise en place des fluxmètres. Un schéma côté de cette plaque dite de cartographie est disponible sur la Fig. 88. Cette plaque est positionnée horizontalement sur le support de chemins de câbles (voir ci-après) et permet de positionner le fluxmètre parmi l'un des vingt emplacements dédiés.

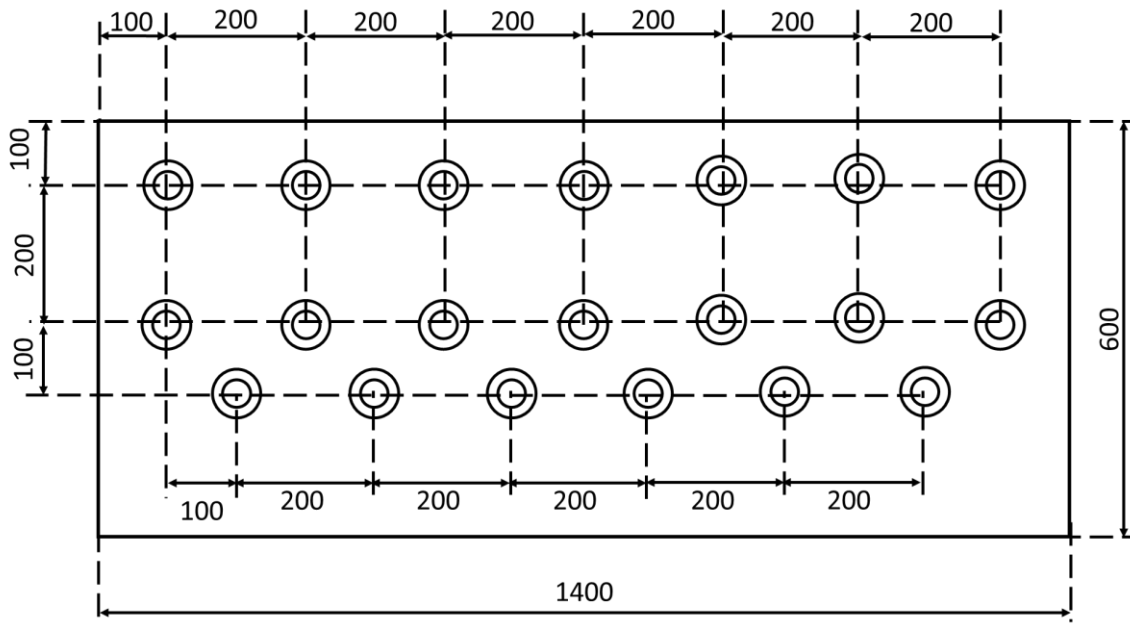


Fig. 88 : Schéma côté de la plaque de cartographie avec les vingt emplacements pour le fluxmètre.

Pour obtenir une cartographie complète qui recouvre toute la surface, la plaque de cartographie est retournée. L'ensemble des points de mesure avec ces deux positions est indiqué dans la Fig. 89. Les mesures réalisées sur l'axe central peuvent être réalisées avec chacune des positions.

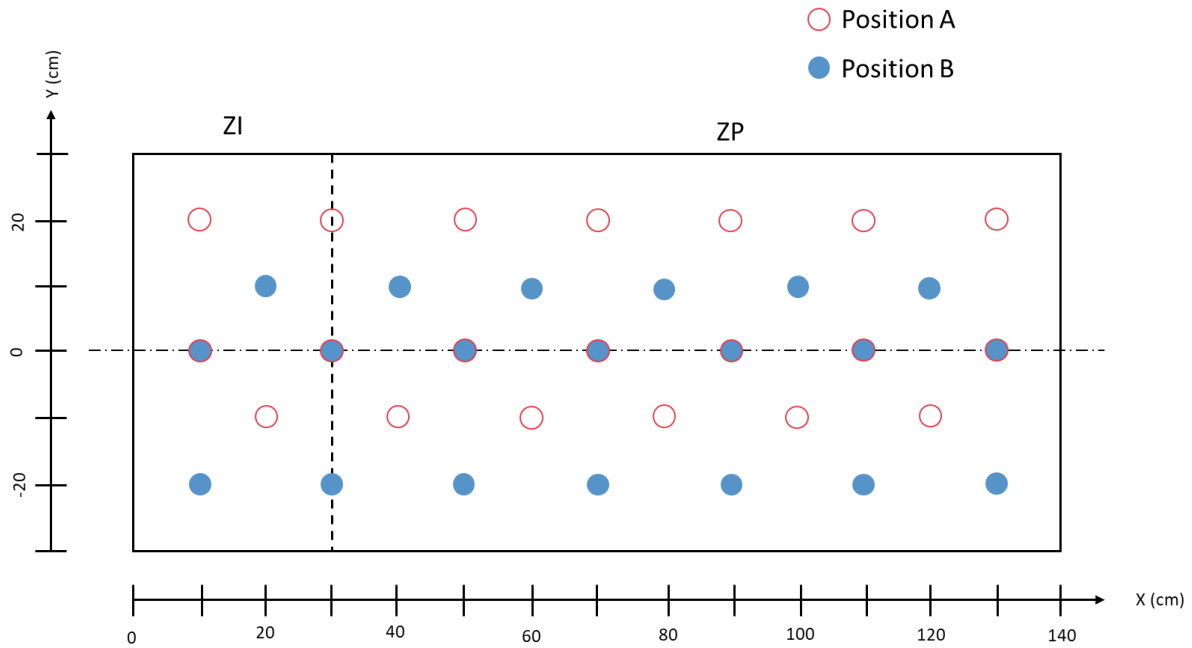


Fig. 89 : Ensemble des points de mesure du flux incident des deux positions de plaque pour réaliser une cartographie complète des flux de chaleur.

Pour la mise en place des fluxmètres, deux cas de figure apparaissent. Lors de la caractérisation des panneaux inférieurs, le fluxmètre a simplement été posé sur la plaque de cartographie préalablement installée. Le poids du fluxmètre ainsi que celui du calorifuge protecteur suffisent à maintenir de manière convenable le fluxmètre dans son emplacement (cf. Fig. 90).

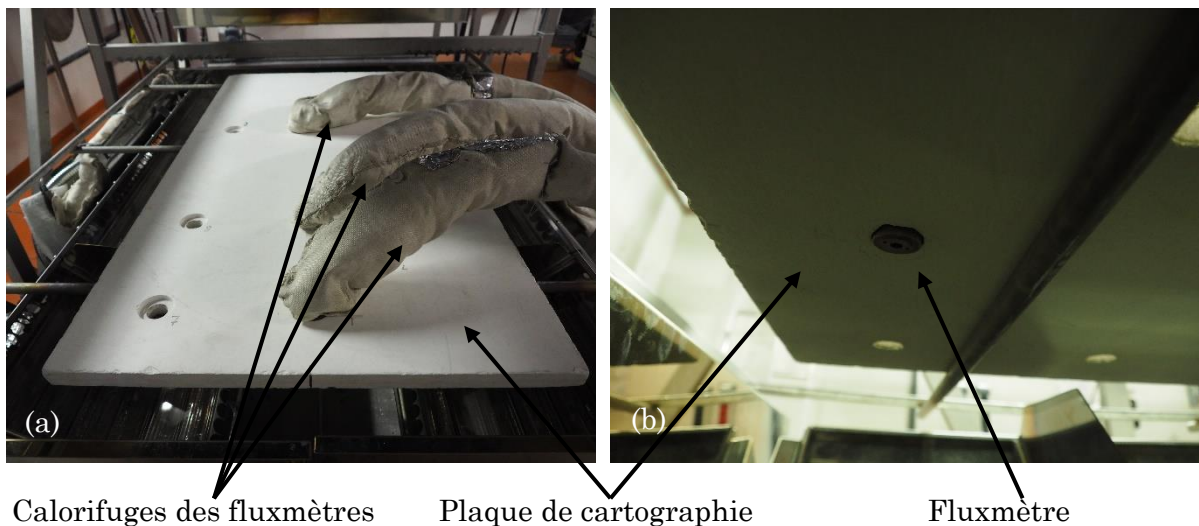


Fig. 90 : Vue de dessus (a) et de dessous (b) du fluxmètre et de la plaque de cartographie pour la caractérisation des panneaux rayonnants inférieurs.

En revanche, pour la réalisation des cartographies pour les panneaux supérieurs, il a été nécessaire, pour maintenir correctement le fluxmètre dans les orifices de la plaque de cartographie, de réaliser un support métallique. Ce support est composé de 2 plaques métalliques qui viennent serrer en étau le fluxmètre et la plaque de cartographie à l'aide de quatre boulons. Une photographie de la mise en place dans cette configuration et du support est montrée sur la Fig. 91.

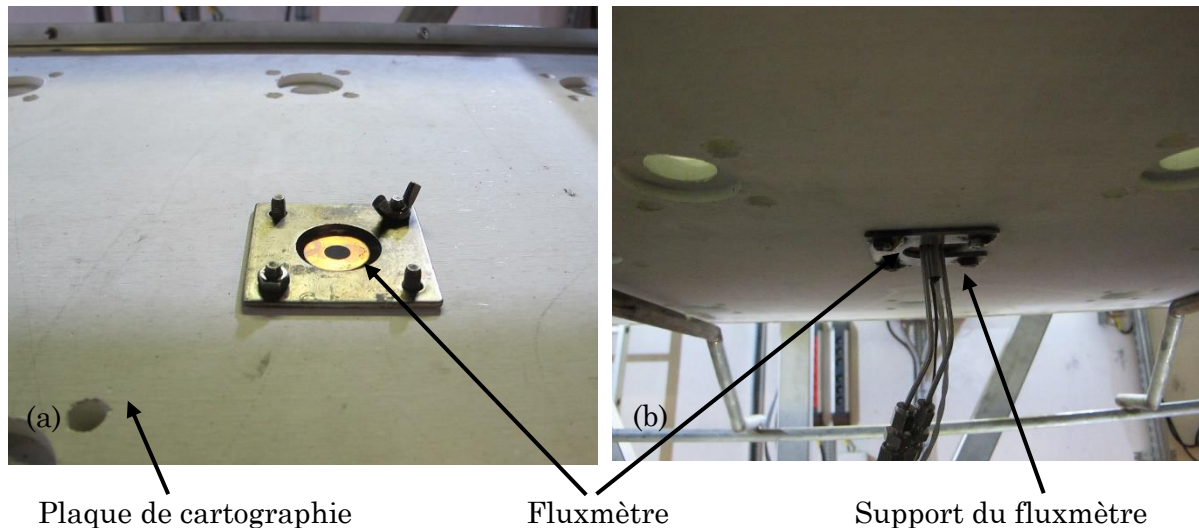


Fig. 91 : Vue du dessus (a) et du dessous (b) du fluxmètre, de la plaque de cartographie et du support métallique pour la caractérisation des panneaux rayonnants supérieurs.

2. Reconstruction numérique

Les reconstructions des cartographies sont réalisées par interpolation des points de mesures avec le logiciel MATLAB. Le script écrit pour générer les cartographies commence par importer pour chaque configuration de plaque les points de mesures associés. Ensuite, chacun de ces points de mesure possède un jeu de coordonnées en X et Y. Un maillage carré fin est créé sur lequel va se construire la cartographie. Les valeurs de flux incidents mesurés sont associées au maillage. Puis, une interpolation linéaire (i.e., entre deux points de mesure, une régression linéaire sur le flux incident est calculée) est réalisée sur l'ensemble du maillage ; une valeur calculée du flux incident est alors attribuée pour chaque point du maillage. Il en résulte un champ de flux incident calculé à partir des points de mesure, la cartographie est ainsi complétée.

Pour chaque cartographie, les nuances de couleur ainsi que la présence des lignes isoflux permettent de mieux observer les variations du flux de chaleur. Les points de mesures ayant servi à la reconstruction sont représentés par des croix rouges. Pour illustration, une cartographie dont le flux de chaleur incident moyen est égal à 47 kW/m^2 sur toute la ZI et égal à 23 kW/m^2 sur toute la ZP est représentée sur la Fig. 92.

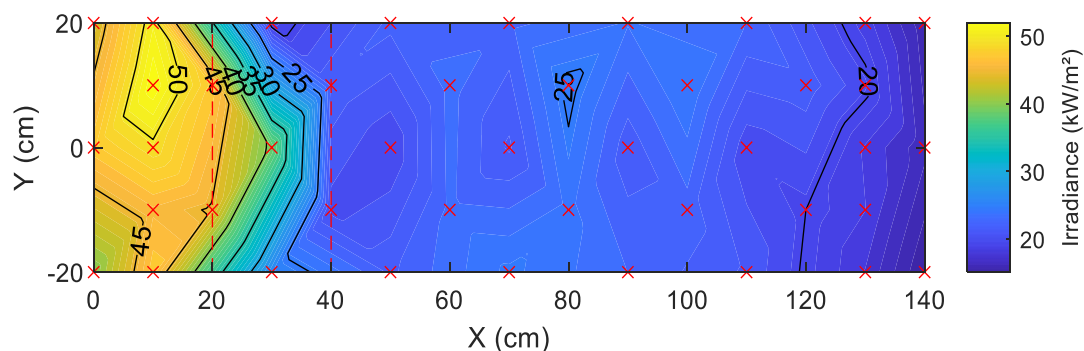


Fig. 92 : Cartographie du flux de chaleur incident sur toute la surface du dispositif.

3. Calcul du flux moyen et du coefficient d'homogénéité

La cartographie calculée donne pour chaque zone (ZI et ZP) un champ de flux de chaleur incident. A partir de ce champ, il est possible de déterminer le flux moyen et l'écart-type du champ de flux associé.

Plusieurs largeurs de la zone exposée sont considérées pour mesurer leur impact sur l'écart type de la distribution du flux de chaleur. Cette largeur L peut varier de 10 à 40 cm. Une illustration d'une cartographie de la ZI en fonction de cette largeur est donnée sur la Fig. 93.

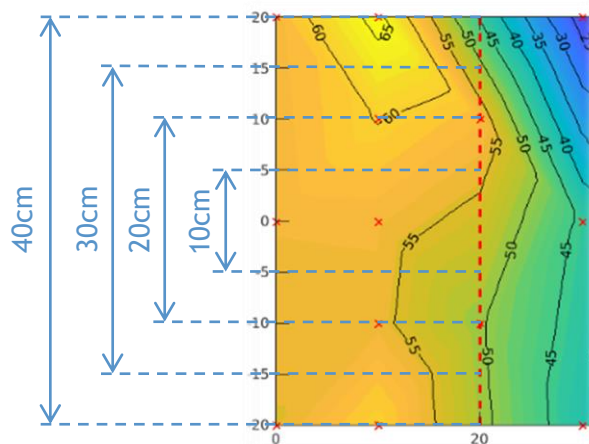


Fig. 93 : Largeurs de la zone exposée considérées pour le calcul du flux de chaleur moyen et de l'écart-type de sa distribution.

Pour chaque largeur des deux zones d'inflammation et de propagation, la valeur moyenne du flux de chaleur incident, noté μ , ainsi que l'écart-type de la distribution du flux de chaleur, noté σ , sont calculés à partir des équations 62 et 63.

$$\mu = \frac{\sum_{i=1}^n F_i}{n} \quad (62)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (F_i - \mu)^2}{n}} \quad (63)$$

Le coefficient d'homogénéité de la distribution des flux de chaleur, H exprimé en %, est alors calculé pour les deux zones et chacune des largeurs considérées à partir de la relation suivante :

$$H = \frac{2 \times \sigma}{\mu} \times 100 \quad (64)$$

$2 \times \sigma$ définit l'écart-type élargi de la distribution des flux de chaleur (i.e., 95 % des flux de chaleur mesurés se trouvent entre $\pm 2 \times \sigma$). L'expression du flux de chaleur par zone et par largeur de zone s'écrira suivant l'équation 65.

$$\dot{q}''_{(Zone,L)} = \overline{\dot{q}''_{(Zone,L)}} \pm H \% \quad (65)$$

avec *Zone* la zone considérée (ZI ou ZP), L la largeur de la zone (cm) et $\overline{\dot{q}''}$ le flux de chaleur moyen (kW/m²).

E. Résultats des cartographies avec les panneaux inférieurs

1. Identification des trois zones

Un des objectifs de cette partie est de quantifier la zone de transition (ZT) définie dans la partie A.3. Des premiers essais ont été réalisés pour les puissances maximales⁶ dans chacune des zones. La cartographie résultante est disponible sur la Fig. 94.

⁶ Le flux imposé sur la ZI est de 57 kW/m² et celui sur la ZP est de 24 kW/m².

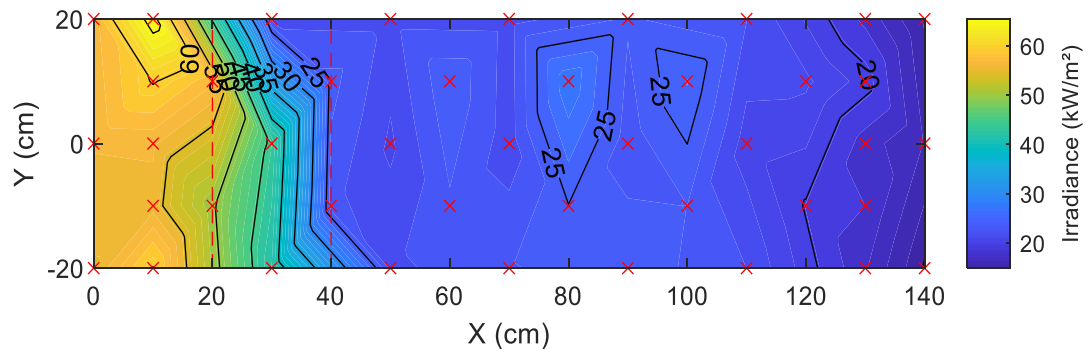


Fig. 94 : Cartographie du flux incident avec les panneaux inférieurs à pleine puissance.

Les profils du flux incident en fonction de la distance X, montrés sur la Fig. 95, révèlent clairement l'existence des trois zones.

D'une part, la ZI s'étend sur 20 cm de long et le flux de chaleur incident dans cette zone est globalement homogène comme cela sera quantifié plus loin. Un pic d'irradiance de quelques kW/m^2 a cependant été observé sur plusieurs des cartographies au bord de la ZI. Ce pic est attribué à l'effet des plaques inox poli miroirs. Ces plaques, qui ont subi un polissage mécanique, sont installées entre la ZI et la ZP. Les plaques inox poli miroir, dites poli miroir, ont pour rôle de limiter les émissions radiatives d'une zone vers une autre. Cependant, compte tenu du stress thermique reçu, les poli miroir se courbent et forment une parabole qui concentre le flux thermique au bord de la ZI.

De plus, les résultats permettent de mesurer la ZT qui est réduite à une longueur de 20 cm (entre $X = 20$ et 40 cm). Cette longueur, peu sensible au flux de chaleur incident, permet de délimiter les ZI et ZP pour tous les essais réalisés sur le dispositif.

Enfin, la ZP s'étend sur 1 m de long. Cependant, des baisses du flux de chaleur incident sont observables à proximité des connecteurs, situés aux extrémités des lampes et notamment pour l'extrémité libre de la ZP (celle qui n'est pas attenante à la ZI). En effet, pour X compris entre 120 et 140 cm le flux de chaleur est inférieur de plus de 5 kW/m^2 par rapport au centre de la ZP (cf. Fig. 95). Ainsi, les 20 derniers centimètres de la ZP ne sont pas considérés pour l'étude de la propagation et le calcul du coefficient H. En revanche, l'effet de bord des émetteurs de la ZP situés près de la ZI est compensé par le flux plus important reçu par la ZT.

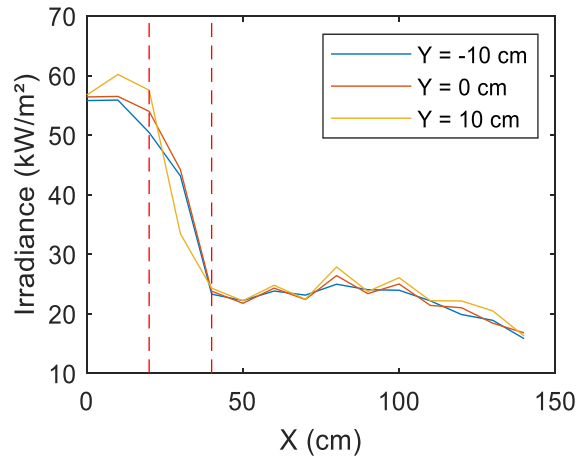


Fig. 95 : Profils longitudinaux du flux de chaleur incident pour une puissance maximale des émetteurs IR en ZI (57 kW/m^2) et ZP (23 kW/m^2).

Ainsi, les longueurs effectives des ZI et ZP sont de 20 (i.e. entre $X = 0$ et 20 cm) et 80 cm (i.e. entre $X = 40$ et 120 cm), respectivement. Pour la suite de ce rapport, les limites entre les ZI, ZT et ZP seront représentées sur les cartographies et les profils du flux de chaleur incident par des traits pointillés en rouge comme illustré sur la Fig. 95.

2. Orientations et positions des panneaux rayonnants

Afin de déterminer la position optimale des panneaux rayonnants, les essais ont été réalisés avec les panneaux inférieurs. Néanmoins, une vérification a également eu lieu pour les panneaux supérieurs.

a) Configuration standard des panneaux

Des premiers essais avec les panneaux rayonnants inférieurs ont été réalisés dans une configuration « constructeur ». Dans cette configuration, les panneaux rayonnants sont orientés avec un angle de 45° entre l'axe normal des panneaux et l'axe horizontal et espacés d'une distance de 40 cm entre les panneaux de chaque paire. La cartographie résultante est visible sur la Fig. 96. Cependant lors de ces essais, le flux incident moyen maximal mesuré en ZP à l'aide des fluxmètres radiatifs atteint seulement 16 kW/m^2 .

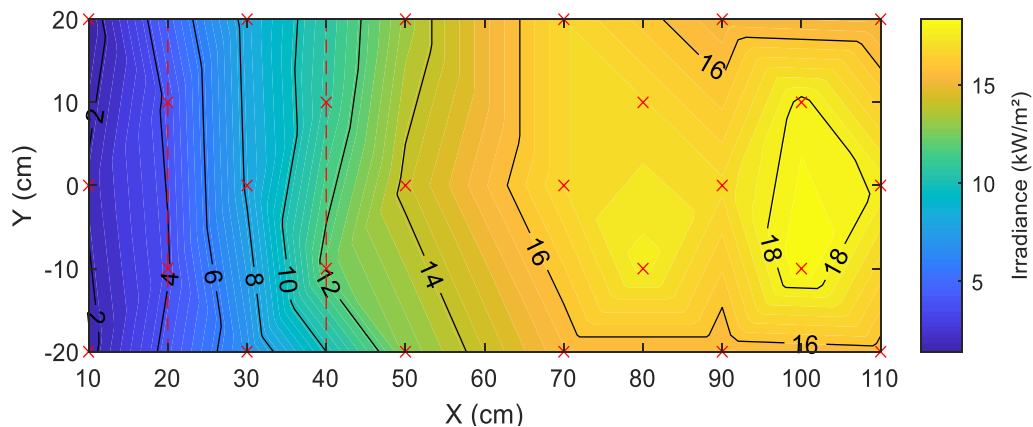


Fig. 96 : 1^{ère} cartographie du flux incident avec panneaux inférieurs à puissance maximale en ZP.

b) Configuration optimale des panneaux

Quatre configurations ont été étudiées afin d'augmenter le flux incident et/ou diminuer le coefficient d'homogénéité, H. Pour définir ces configurations, les deux paramètres utilisés, décrits dans la partie 2.2.2, sont l'espacement entre les panneaux de chaque paire D_y et l'angle des panneaux α . Les configurations étudiées sont reportées dans le Tableau 16. Pour chacune de ces positions, les panneaux rayonnants fonctionnent à la puissance maximale, 88 %⁷. Les résultats sur le flux incident et l'homogénéité pour une largeur de zone de 40 cm et une longueur de la ZP de 80 cm sont synthétisés dans le Tableau 16.

Tableau 16 : Configurations des panneaux étudiées et résultats.

Configuration	A	B	C	D
Angle α	45 °	45 °	35 °	55 °
Distance D_y	40 cm	30 cm	30 cm	30 cm
Flux imposé sur la ZI	N/A ⁸	56,7 kW/m ² ± 10 %	54,6 kW/m ² ± 22 %	57,7 kW/m ² ± 7 %
Flux imposé sur la ZP	15,9 kW/m ² ± 14 %	23,6 kW/m ² ± 11 %	22,6 kW/m ² ± 20 %	25,4 kW/m ² ± 12 %

Parmi les configurations étudiées, la configuration D conduit pour chaque zone aux flux moyens maximums ainsi qu'aux coefficients H minimums. Ainsi, cette configuration a été retenue pour réaliser les essais sur le dispositif CISCCO. La cartographie résultante est visible sur la Fig. 97.

⁷ La puissance des panneaux est limitée à 88 % de la puissance maximale électrique disponible. Cette condition d'exploitation permet de respecter les contraintes de sécurité qui limitent à 10 A l'alimentation de chacun des conducteurs des câbles électriques d'alimentation des panneaux rayonnants.

⁸ Pour cette première cartographie, seuls les émetteurs IR en ZP ont été activés. Le flux incident déterminé en ZI est donc négligeable (cf. Fig. 96).

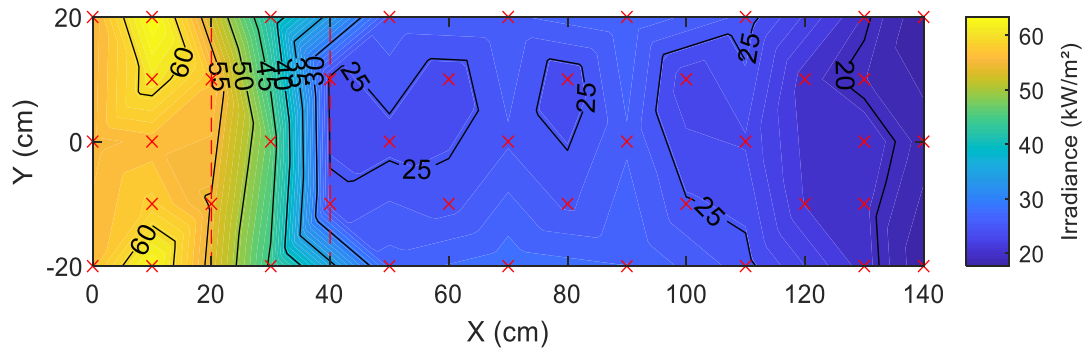


Fig. 97 : Cartographie des flux de chaleur incidents avec la configuration optimale des panneaux rayonnants inférieurs ($D_y = 30$ cm et $\alpha = 55^\circ$) pour des consignes maximales de puissance.

3. Amélioration de l'homogénéité

Les niveaux d'homogénéité, caractérisés par le coefficient H, (7 % en ZI et 12 % en ZP) ont été déterminés sans modification des coefficients de forme appliqués sur chaque lampe (cf. partie II.E). Néanmoins, des travaux pour améliorer l'homogénéité du flux incident ont été réalisés. Dans un premier temps, la connaissance de l'influence de chacune des lampes est nécessaire pour modifier les coefficients Kf_i (cf. partie II.D). Les cartographies réalisées lors de cette étude, indiquées sur la Fig. 99, montrent que les émetteurs n°1, 2 et 6 (cf. Fig. 98) concentrent les flux reçus sur le bord (i.e. $10 < |Y| < 20$ cm) tandis que les trois autres émetteurs concentrent les flux reçus au centre de la zone (i.e., $0 < |Y| < 10$ cm). Les cartographies réalisées précédemment montraient des pics de flux incidents sur les bords de la ZI (i.e. $|Y| > 10$ cm).

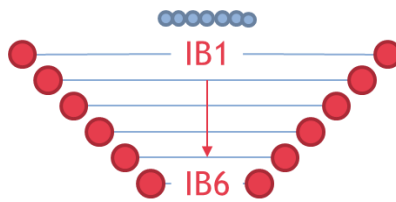


Fig. 98 : Identification des lampes des panneaux inférieurs.

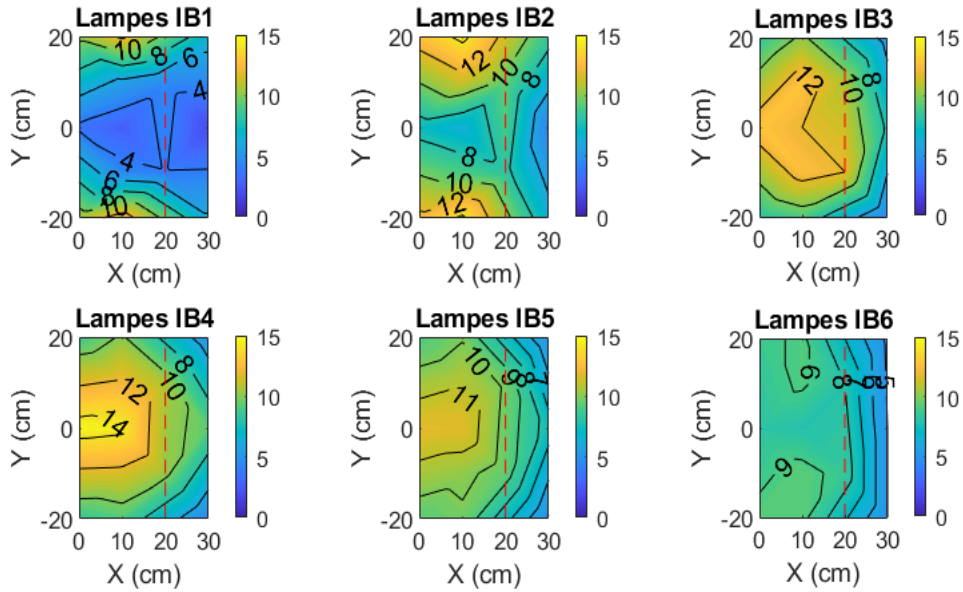


Fig. 99 : Cartographies unitaires de la Zone Inflammation.

Deux méthodes ont été testées pour améliorer l'homogénéité.

Une première méthode développée consiste à exploiter un algorithme d'optimisation de paramètres de type *Particle Swarm Optimization* (PSO). Douze cartographies du flux incident ont été préalablement construites pour isoler l'impact de chacune des douze lampes halogènes. Les cartographies réalisées ont été ensuite importées dans l'algorithme de type PSO avec un coefficient pouvant varier de 0 à 1. Une cartographie du flux total est calculée à partir de ces coefficients Kf_i et des cartographies individuelles (cf. Eq. 66). L'objectif de l'algorithme est de trouver la liste des six coefficients de formes Kf_i (un par pair de lampe) avec le plus faible coefficient H.

$$CartographieTotale = \sum_{i=1}^{12} Cartographie_i \times Kf_i \quad (66)$$

Les premières solutions calculées par l'algorithme donnaient des flux incidents faibles. Une limitation des bornes de l'étude (i.e., les coefficients Kf_i ne pouvant varier qu'entre 0,8 et 1) a permis de trouver une solution convenable. Néanmoins, après avoir appliqué les coefficients déterminés par l'algorithme sur le dispositif CISCCO, les écarts entre les cartographies calculées et réalisées sont trop importants et une autre méthode a été utilisée.

Cette seconde méthode a consisté à améliorer l'homogénéité du flux par dichotomie. Pour cela, les puissances des lampes recouvrant le centre de la zone sont imposées au maximum

afin de limiter les pertes de flux. Puis, les puissances des lampes recouvrant les bords de la zone sont progressivement abaissées afin de diminuer l'écart entre les flux mesurés au centre et aux bords de la zone. A cet effet, une nouvelle plaque, dénommée plaque d'homogénéité, visible sur la Fig. 100, a été réalisée. Trois emplacements de fluxmètre séparés de 20 cm (au centre et aux bords) et alignés dans le sens de la largeur des zones ont été percés dans la ZI puis la ZP.

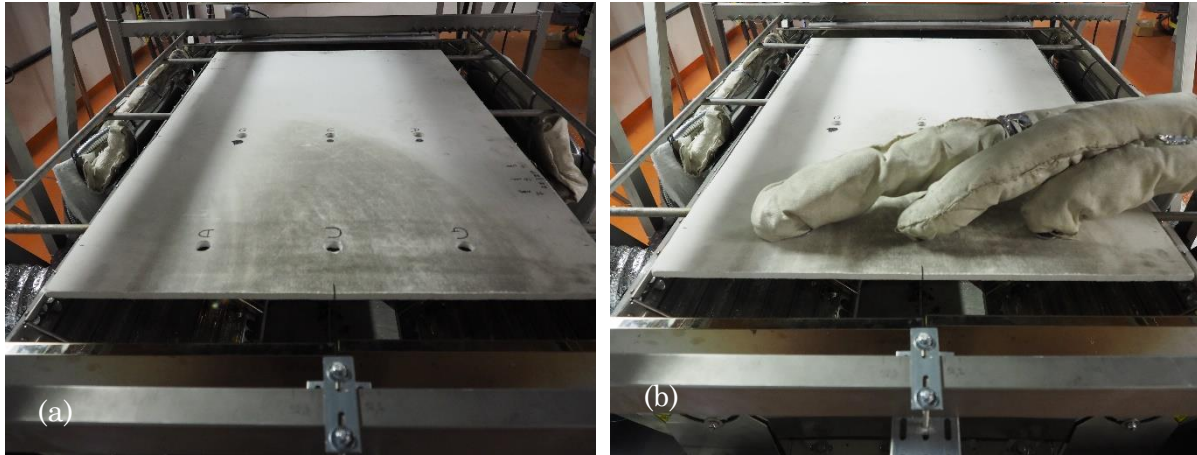


Fig. 100 : Mise en plaque de la plaque d'homogénéité sans (a) et avec (b) la présence des fluxmètres.

Pour les panneaux inférieurs et en ZI, les coefficients de forme indiqués dans le Tableau 17 ont été déterminés avec cette seconde méthode.

Tableau 17 : Liste des coefficients Kf_i déterminée.

Lampe	IB1	IB2	IB3	IB4	IB5	IB6
Kf_i	50 %	50 %	100 %	100 %	100 %	75 %

Une nouvelle cartographie, présentée en Fig. 101, avec ces paramètres, a été réalisée puis comparée à la situation sans changement dans les coefficients de forme (i.e. tous les coefficients à 100 %). La synthèse de ces résultats est disponible dans le Tableau 18. Les résultats montrent une légère amélioration (i.e. moins de 2 %) sur les coefficients H déterminés mais d'une perte du flux moyen significative (i.e. baisse de près de 13 % sur le flux moyen). Le flux de chaleur maximal en ZI avec les ajustements sur les coefficients de forme est égal à 50 kW/m².

Néanmoins, cette configuration des coefficients de forme sera utilisée par la suite pour les panneaux rayonnants inférieurs. En effet, le flux maximal reçu en ZI sans ajustement sur les coefficients de formes étant de 57 kW/m², le plus haut flux de chaleur disponible parmi les niveaux standards (i.e. 25, 35, 50 et 75 kW/m²) est donc de 50 kW/m². Pour ce niveau

de flux de chaleur incident standard, l'ajustement permet de réduire l'hétérogénéité du flux dans la ZI de 2 %.

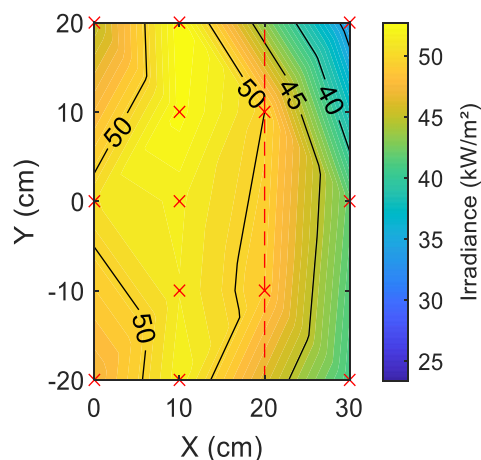


Fig. 101 : Cartographie de la configuration avec homogénéité en ZI.

<i>Largeur</i>	Sans optimisation	Avec optimisation
<i>40 cm</i>	57,7 kW/m ² ± 7 %	50,3 kW/m ² ± 6 %
<i>30 cm</i>	57,4 kW/m ² ± 6 %	50,6 kW/m ² ± 4 %
<i>20 cm</i>	56,9 kW/m ² ± 4 %	50,8 kW/m ² ± 3 %
<i>10 cm</i>	56,5 kW/m ² ± 3 %	50,9 kW/m ² ± 3 %

Tableau 18 : Résultats avec et sans optimisation de l'homogénéité.

4. Cartographie du flux incident avec une différence de flux importante entre les deux zones

En phase d'inflammation (phase 2), il existe deux paliers de flux incident en ZI et ZP. La plupart des cartographies précédemment montrées ont été réalisées dans cette situation. Des essais complémentaires ont permis de vérifier l'homogénéité de la distribution du flux et la variation de la ZT.

Par exemple, une cartographie a été réalisée dans le cas d'un écart entre les zones de plus de 40 kW/m² (Flux en ZI égal à 50 kW/m² et en ZP égal à 6,5 kW/m²) non représentative d'une situation possible lors des essais, visible sur la Fig. 102. Il est montré que, dans ces conditions extrêmes, la ZT se limite toujours à 20 cm (cf. Fig. 103) et le coefficient H en ZI vaut 6 % (cf. Tableau 19). Néanmoins le coefficient H en ZP atteint des valeurs importantes qui s'expliquent par le faible niveau de flux moyen dans la ZP, l'écart-type et la moyenne de la distribution du flux étant alors du même ordre de grandeur.

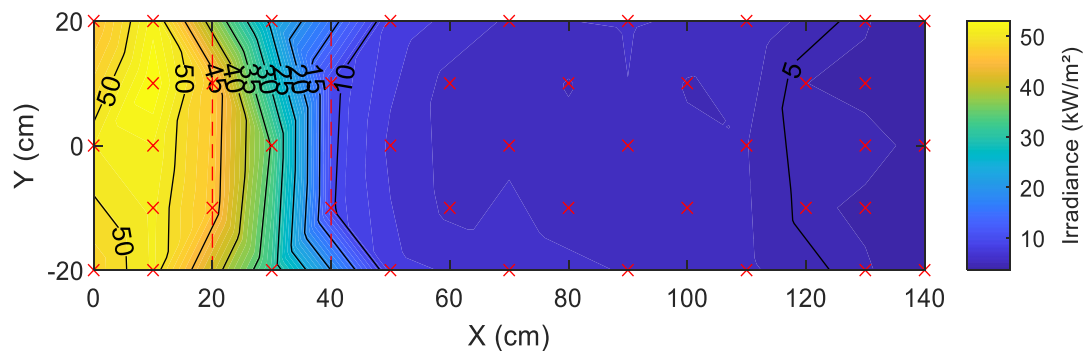


Fig. 102 : Cartographie du flux incident en situation d'inflammation dans le cas d'un écart de 40 kW/m² entre les zones.

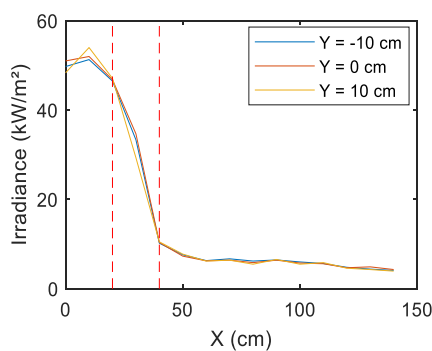


Fig. 103 : Profils du flux incident dans le cas d'un écart de 40 kW/m² entre les ZI et ZP.

<i>Largeur</i>	ZI	ZP
40 cm	49,6 kW/m² ± 10 %	6,7 kW/m² ± 47 %
30 cm	50,0 kW/m² ± 8 %	6,5 kW/m² ± 38 %
20 cm	50,3 kW/m² ± 7 %	6,4 kW/m² ± 36 %
10 cm	50,4 kW/m² ± 7 %	6,4 kW/m² ± 35 %

Tableau 19 : Flux de chaleur moyens et coefficient d'homogénéité (H) dans le cas d'un écart de 40 kW/m² entre les ZI et ZP.

5. Cartographie du flux incident dans le cas d'un flux homogène sur les deux zones

En phase de préchauffage (phase 1) ou de propagation (phase 3), le flux incident doit être le plus homogène possible sur toute la surface du chemin de câbles. Les cartographies réalisées dans ces conditions montrent la variation du flux incident sur les deux zones de l'étude, telle qu'illustrée sur la Fig. 104.

Une chute du niveau de flux (visible particulièrement sur les profils du flux incident sur la Fig. 105) au début de la ZP (i.e., X = 40 cm) est notable. Cette chute est sûrement due aux effets de bords des émetteurs en ZP qui n'est plus compensée par le flux provenant de la ZI. Pour éviter que cette chute impacte la propagation du front de flamme lors des essais, la phase d'inflammation (i.e., avec un flux en ZI plus important) est maintenue pour permettre à la flamme de traverser ce « point froid ».

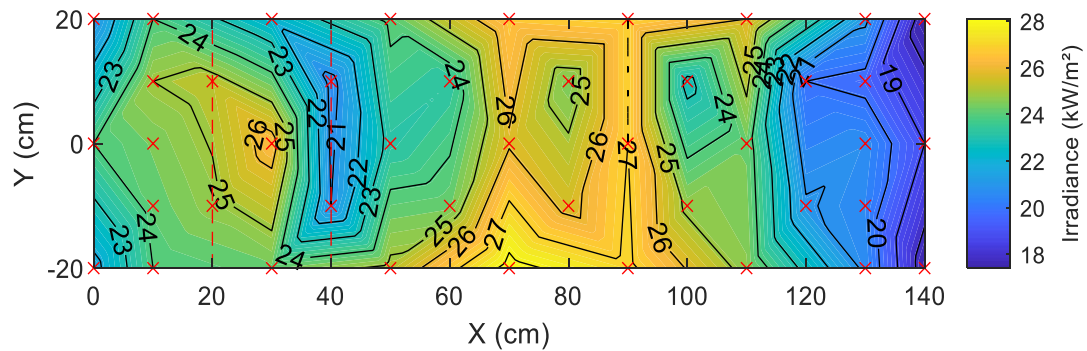


Fig. 104 : Cartographie du flux incident en situation de préchauffage ou de propagation.

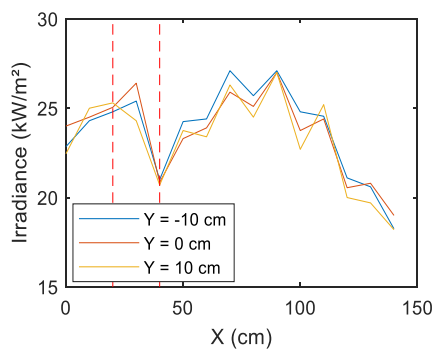


Fig. 105 : Profils du flux incident en situation de préchauffage ou de propagation.

<i>Largeur</i>	<i>ZI</i>	<i>ZP</i>
40 cm	24,1 kW/m ² ± 7 %	24,7 kW/m ² ± 13 %
30 cm	24,3 kW/m ² ± 6 %	24,4 kW/m ² ± 13 %
20 cm	24,4 kW/m ² ± 5 %	24,4 kW/m ² ± 13 %
10 cm	24,5 kW/m ² ± 3 %	24,2 kW/m ² ± 13 %

Tableau 20 : Flux moyens et coefficients d'homogénéité *H* en situation de préchauffage ou de propagation.

F. Résultats des cartographies avec les panneaux supérieurs

Toutes les cartographies avec les panneaux supérieurs ont été réalisées avec une configuration sans ajustement sur les coefficients de forme. L'ajustement des coefficients étant assez limité et contraignant sur le flux moyen dans chacune des zones. Trois configurations de puissance ont été testées en utilisant un fluxmètre total pour la mesure du flux incident. Seul le cas de la phase d'inflammation, plus critique sur l'homogénéité du flux, a été étudié. Ces trois cartographies, reportées sur la Fig. 106, montrent que la distribution du flux est similaire à celle obtenue avec les panneaux rayonnants inférieurs.

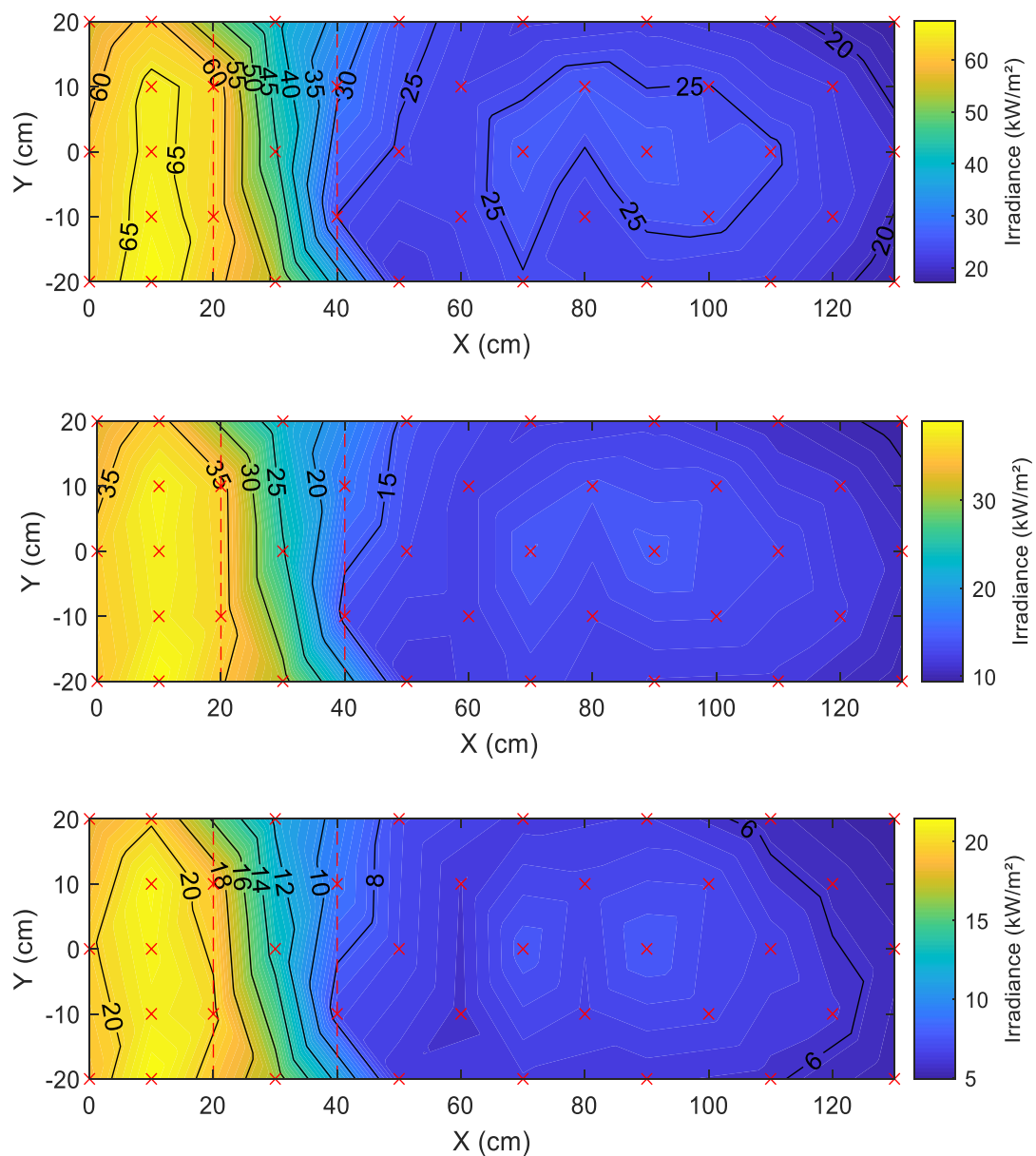


Fig. 106 : Cartographies des panneaux rayonnants supérieurs avec les deux zones à 88, 44 puis 22 % de puissance électrique maximale.

En exploitant ces cartographies, le flux moyen et le coefficient H sont calculés pour chaque zone et sont disponibles dans le Tableau 21. Pour des largeurs de 10 et 20 cm et pour la ZI, le coefficient H est proche de 5 % quelle que soit la puissance électrique fournie.

Tableau 21 : Flux moyens et coefficient d'homogénéité (H) issus des cartographies réalisées avec les panneaux supérieurs.

Puissance électrique	Largeur L	ZI (0 < X < 20 cm)	ZP (40 < X < 120 cm)
88 %	40 cm	63,4 kW/m ² ± 8 %	24,9 kW/m ² ± 14 %
	30 cm	63,9 kW/m ² ± 6 %	25,1 kW/m ² ± 11 %
	20 cm	64,1 kW/m ² ± 5 %	25,3 kW/m ² ± 9 %
	10 cm	64,1 kW/m ² ± 4 %	25,5 kW/m ² ± 8 %
44 %	40 cm	36,7 kW/m ² ± 8 %	13,6 kW/m ² ± 15 %
	30 cm	37,0 kW/m ² ± 6 %	13,7 kW/m ² ± 12 %
	20 cm	37,7 kW/m ² ± 5 %	13,9 kW/m ² ± 10 %
	10 cm	37,7 kW/m ² ± 4 %	14,0 kW/m ² ± 9 %
22 %	40 cm	20,2 kW/m ² ± 9 %	7,0 kW/m ² ± 18 %
	30 cm	20,3 kW/m ² ± 6 %	7,0 kW/m ² ± 15 %
	20 cm	20,5 kW/m ² ± 5 %	7,1 kW/m ² ± 13 %
	10 cm	20,5 kW/m ² ± 5 %	7,2 kW/m ² ± 13 %

G. Bilan des cartographies

Les cartographies ont permis de déterminer les flux de chaleur incidents moyens et de quantifier l'homogénéité de la distribution des flux (H) en fonction de la puissance électrique et de la largeur du chemin de câbles.

Pour une largeur maximale de 20 cm de chemin de câbles, qui correspond à la largeur retenue lors de tous les essais réalisés dans le cadre de ces travaux de recherche, le coefficient d'homogénéité, H, a été estimé à ± 5 % et ± 12 % dans les ZI et ZP, respectivement.

IV. Validation du dispositif expérimental

A. Objectifs

Suite aux essais de cartographies, des premiers essais d'inflammation et de propagation ont été réalisés pour valider la capacité du dispositif expérimental à réaliser, dans un premier temps, des essais d'inflammation et, dans un second temps, des essais d'inflammation et de propagation.

Le premier objectif de ces essais est donc de comparer les essais d'inflammation d'un câble électrique sur le dispositif CISCCO avec ceux réalisés au cône calorimètre à petite échelle (cf. Chapitre III). A cet effet, ces essais ont utilisé le câble PVC Noir dont l'absorption du flux de chaleur est indépendante de la source de rayonnement (i.e. la résistance chauffante pour le cône calorimètre et les lampes halogènes pour le dispositif CISCCO) [106]. Ceci permet une première qualification élémentaire du dispositif vis-à-vis de l'inflammation sans la prise en compte de l'effet de la source de chaleur sur le flux absorbé [107].

Le second objectif de ces essais est de qualifier l'enchaînement des phases de préchauffage, d'inflammation et de propagation (i.e. les phases 1, 2 et 3 respectivement) du protocole expérimental (cf. partie II.D). Les essais sont réalisés avec des câbles qui recouvrent toute la largeur du chemin de câbles (0,4 m) sur une longueur de 1,4 m. Quelques câbles placés au centre et aux extrémités de la nappe de câbles seront instrumentés avec des thermocouples (TC) placés dans les gaines externes et appelés « TS » pour « Température Solide ». Quelques TC seront également positionnés au-dessus de la nappe de câbles et seront appelés « TG » pour « Température Gaz ». De plus, des caméras seront également mises en place lors de ces essais afin de suivre l'évolution du front de flamme. Ces informations sont utiles au pilotage des essais CISCCO.

B. Position de l'arc électrique

Lors des premiers essais, il a été constaté que la position de l'arc électrique est un paramètre très sensible sur le délai d'inflammation. L'inflammation se produit dès que la concentration (et donc le débit massique de pyrolyse) des gaz combustibles dans l'air est suffisante à proximité de cet arc. La concentration des gaz combustibles diminue avec la distance à la surface du combustible du fait de la dilution de l'air environnant. Par conséquent, lorsque l'arc électrique est éloigné du combustible solide, le délai d'inflammation augmente. Il a été convenu pour le dispositif CISCCO de se rapprocher du système d'inflammation présent sur le cône calorimètre et de sa mise en œuvre. A cet effet, l'arc électrique a été positionné au centre de la ZI ($X = 10$ cm) et à moins de 5 cm de la surface des câbles. Cette position est indiquée sur la Fig. 107.

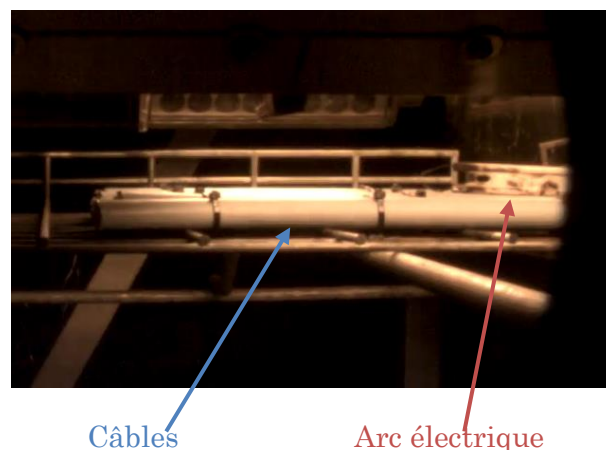


Fig. 107 : Vue de côté du chemin de câbles avec la position de l'arc électrique à environ 5 cm de la surface des câbles.

C. Essais d'inflammation

1. Objectifs

Une première campagne d'essais d'inflammation a été réalisée pour montrer la répétabilité des essais vis-à-vis de l'inflammation et de vérifier la cohérence des résultats obtenus avec ceux obtenus sous cône calorimètre. A cet effet, une comparaison avec des essais d'inflammation réalisés sur le cône calorimètre et pour un câble PVC a donc été réalisée.

Outre l'allumage, pour que les conditions d'essais sur le dispositif CISCCO soient proches de celles requises sur le cône calorimètre, les échantillons de câbles sont soumis à un flux de chaleur incident sans préchauffage initial.

2. Protocole d'essais

Avant chaque journée d'essais, le flux incident est vérifié par rapport à la courbe d'étalonnage en utilisant la plaque de cartographie et le fluxmètre total. Puis, une nappe de câbles d'une longueur de 35 ± 5 cm est fixée au support du chemin de câbles (type *cablofil*) de manière serrée, horizontale et avec une largeur de 20 cm. La nappe de câbles électriques est positionnée dans le dispositif CISCCO de façon à recouvrir toute la ZI, comme illustré sur la Fig. 108.



Fig. 108 : Nappe de câbles (20×35 cm²) pour les essais préliminaires d'inflammation dans le dispositif CISCCO avec les panneaux rayonnants inférieurs dans la zone d'essais.

La « Caméra ZI » précédemment décrite permet d'identifier le délai d'inflammation t_{ig} . Pour s'assurer de la validité de la mesure, deux thermocouples de type K, dont la gamme de température varie de 0 à 950 °C, sont positionnés au centre de la ZI (X = 10 cm et Y = 0 cm). Le premier de ces thermocouples est situé dans les gaz juste au-dessus de la surface des câbles ; il est également proche de l'arc électrique (cf. Fig. 109) et permet de repérer le délai d'inflammation dès que la mesure de température associée augmente brusquement

(cf. Fig. 110 et Fig. 42). Le second est inséré dans la gaine externe du câble situé au centre de la nappe de câbles pour y mesurer la température de la gaine.

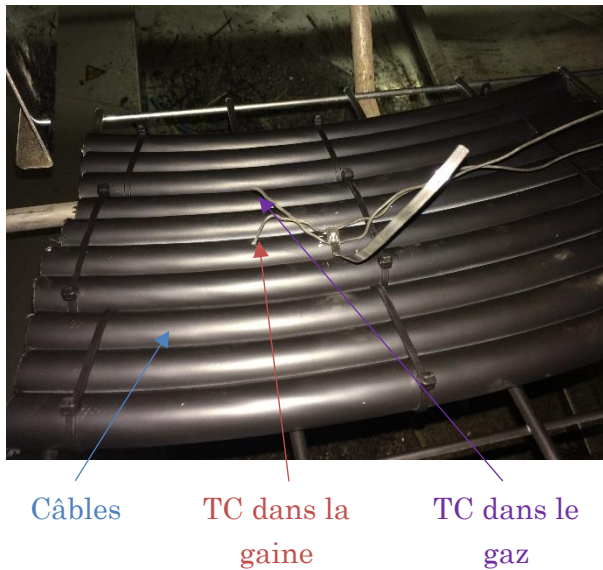


Fig. 109 : Positions des thermocouples (TC) pour les essais d'inflammation.

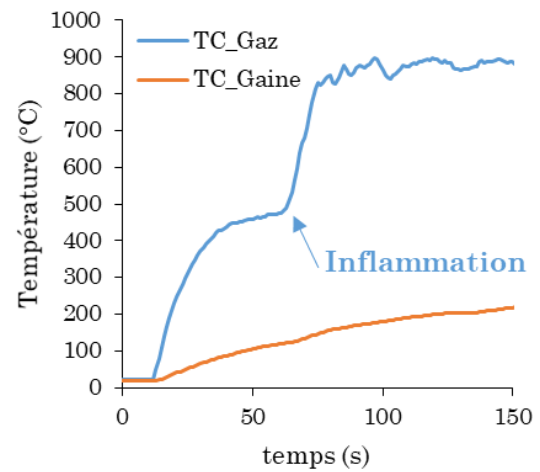


Fig. 110 : Profils de température mesurés avec les deux thermocouples gaz et câble.

3. Résultats et discussion

Pour l'étude de l'inflammation de câbles électriques sur le dispositif CISCCO, les panneaux supérieurs sont privilégiés. Cette configuration se rapproche de celle du cône calorimètre avec la source chauffante située au-dessus de l'échantillon.

Les résultats du délai d'inflammation du câble PVC Noir, visibles sur la Fig. 111 et approchés au mieux avec des courbes de type polynôme d'ordre 2, montrent un bon accord entre les essais réalisés à petite et à moyenne échelle.

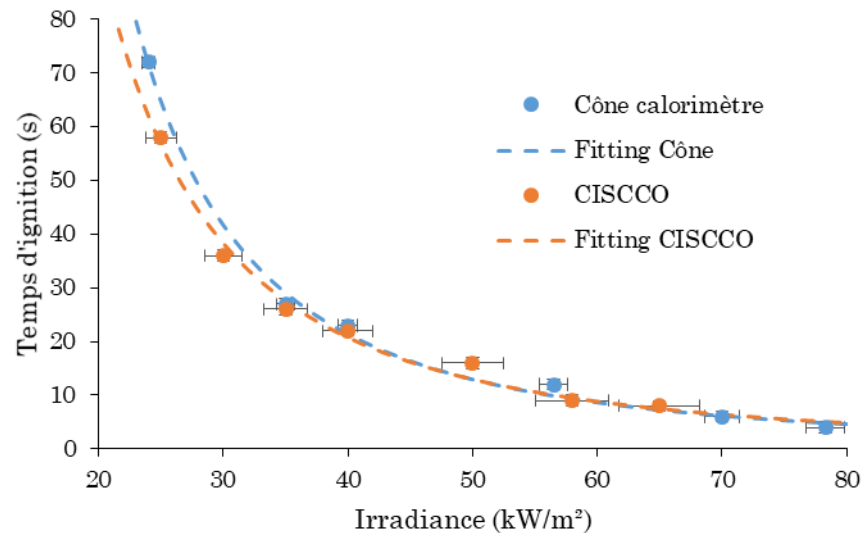


Fig. 111 : Délai d'inflammation du câble PVC Noir au cône calorimètre (petite échelle) et sur le dispositif CISCCO (moyenne échelle). Les barres d'erreurs du délai d'inflammation sont de la taille des points.

Ces premiers essais d'inflammation réalisés avec le câble PVC Noir montrent des résultats cohérents avec ceux obtenus au cône calorimètre. Il n'a pas été observé d'effet d'échelle entre les essais au cône (porte échantillon de câbles de dimension 10x10 cm²) et ceux de CISCCO (nappe de câbles de 35x10 cm²). Il faut cependant noter que le rapport d'échelle de 3,5 n'est pas très important.

Cependant, comme mentionné précédemment, le câble utilisé (gaine externe en PVC de couleur noire) est connu pour avoir une absorptivité constante quelle que soit l'émission spectrale de la source de chaleur (i.e. son spectre d'absorption est constant dans tout le domaine infrarouge [106]). Il est possible que l'accord entre les essais observés ne se retrouve pas sur d'autres matériaux, particulièrement sur les câbles avec une gaine composée de PE/EVA qui réfléchit partiellement le rayonnement de longueur d'onde aux alentours de 1 μ m. La position de l'arc électrique est également un paramètre sensible sur le délai d'inflammation. Une position rapprochée telle qu'utilisée lors de ces essais est idéale pour des essais à moyenne échelle.

En conclusion, les essais réalisés sur le câble PVC Noir ont montré un bon accord sur le délai d'inflammation entre la petite échelle (cône calorimètre) et la moyenne échelle (dispositif CISCCO). Néanmoins, l'étude de l'inflammation pour d'autres types de câbles électriques a été poursuivie dans le cadre de ces travaux et sera discutée dans le Chapitre V. Cette partie complémentaire sur l'inflammation permettra de caractériser l'effet du type de câbles (i.e. du matériau polymère constituant la gaine) sur le délai d'inflammation.

D. Essais de propagation

1. Objectifs

Une seconde campagne d'essais préliminaires vise à vérifier l'aptitude du dispositif CISCCO à réaliser le protocole complet des essais d'inflammation et de propagation. Les deux sous-objectifs sont donc de qualifier d'une part l'enchaînement des phases de préchauffage, d'inflammation et de propagation (i.e. les phases I, II et III respectivement) du protocole (cf. partie II.D) et d'autre part de valider la métrologie mise en place pour collecter les données expérimentales, nécessaires à la validation des modèles.

2. Protocole d'essais et métrologie

a) *Protocoles d'essais en fonction du régime choisi*

Comme précisé dans la partie II.E, il existe trois modes de fonctionnement du dispositif CISCCO, le mode calculé, régulé et mixte.

Le premier de ces modes, le régime calculé, impose un flux fixe à partir du pourcentage de puissance. Une consigne en pourcentage est alors inscrite dans la *Recette d'Essais* pour chaque zone et pour chaque phase.

La régulation des panneaux rayonnants, utilisée par les deux autres modes, peut se piloter en température à l'aide de la mesure d'un pyromètre ou en flux thermique avec la mesure d'un fluxmètre situé dans le chemin de câbles. Dans le cadre de ces travaux, seule la régulation en température a été utilisée. La régulation en flux, qui nécessite l'installation d'un fluxmètre dans le chemin de câble avec la mise en place d'une liaison jusqu'à l'armoire procédé, n'a pas été utilisée lors de ces essais de qualification. Cette mise en œuvre complexe sera réalisée dans un deuxième temps après cette thèse.

Un essai en régime régulé est caractérisé par une consigne en température par zone et par phase d'essai. La procédure classique dans ce mode se divise en quatre phases :

- 1 : Phase de préchauffage ; la température sur les deux zones augmente linéairement selon la même consigne.
- 2 : Phase d'inflammation ; la ZP maintient sa consigne tandis que la ZI a une consigne maximale.
- 3 : Phase de propagation, 1^{ière} partie ; maintien de la consigne de la phase 1 sur les deux zones jusqu'à l'extinction de la flamme en ZI.
- 4 : Phase de propagation, 2^{ième} partie ; maintien de la température de préchauffage en ZP et extinction de la ZI.

Une illustration avec une température de préchauffage de 300 °C sur 30 min est indiquée sur la Fig. 112.

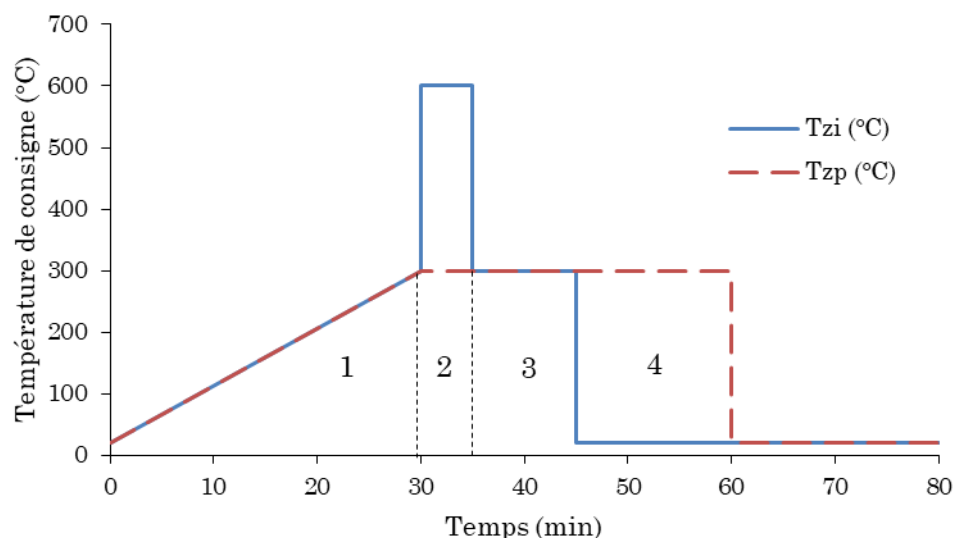


Fig. 112 : Profils de températures des consignes sur chaque zone.

Les essais réalisés avec le dernier mode, le régime mixte, alternent entre un pilotage en pourcentage de puissance similaire au régime calculé et des consignes en température comme dans un régime régulé.

Des exemples de recette d'essai décomposant les quatre phases pour ces trois modes sont illustrés dans le Tableau 22. Dans les exemples, une puissance de 23 et 74 % en ZI et ZP induit un flux de chaleur de 20 kW/m² tandis qu'une consigne de 71 % en ZI donne un flux de 50 kW/m².

Tableau 22 : Exemples de Recette d'Essai pour les trois modes de fonctionnement.

Recette Zone	Calculée		Régulée		Mixte	
	ZI	ZP	ZI	ZP	ZI	ZP
Phase 1 : Préchauffage	23 %	74 %	300 °C*	300 °C*	300 °C*	300 °C*
Phase 2 : Inflammation	71 %	74 %	600 °C	300 °C	71 %	300 °C
Phase 3 : Propagation 1	23 %	74 %	300 °C	300 °C	300 °C	300 °C
Phase 4 : Propagation 2	0 %	74 %	0 °C	300 °C	0 °C	300 °C

* : La consigne augmente linéairement de la température ambiante à une température de 300 °C pendant 30 minutes.

b) Métrologie

Pour ces essais préliminaires, des thermocouples (TC) de type K, de gamme 0 à 950 °C et de diamètre 1,5 mm, sont insérés dans la gaine externe du câble central. Ces TC sont séparés de 20 cm les uns des autres. De même, des TC de type K et de diamètre 1,0 mm sont positionnés dans les gaz juste au-dessus du chemin de câbles. Les positions de ces TC sont montrées sur la Fig. 113. Les TC dans la gaine sont notés « TS » pour « Température Solide » tandis que ceux dans le gaz sont notés « TG » pour « Température Gaz ». Les dénominations TS ou TG sont suivies pour chacun des TC de leur position⁹.

Pour certains essais, un fluxmètre total de la marque CAPTHERM, de type GARDON, refroidi à l'eau (similaire aux fluxmètres totaux MEDTHERM) et de gamme 100 kW/m² a été installé horizontalement en bout de chemin de câbles (cf. Fig. 113). Un support a été usiné pour permettre l'intégration de ce fluxmètre dans le chemin de câble et de le régler en hauteur. Ce réglage permet à l'élément sensible du fluxmètre d'être au même niveau que la surface du chemin de câbles.

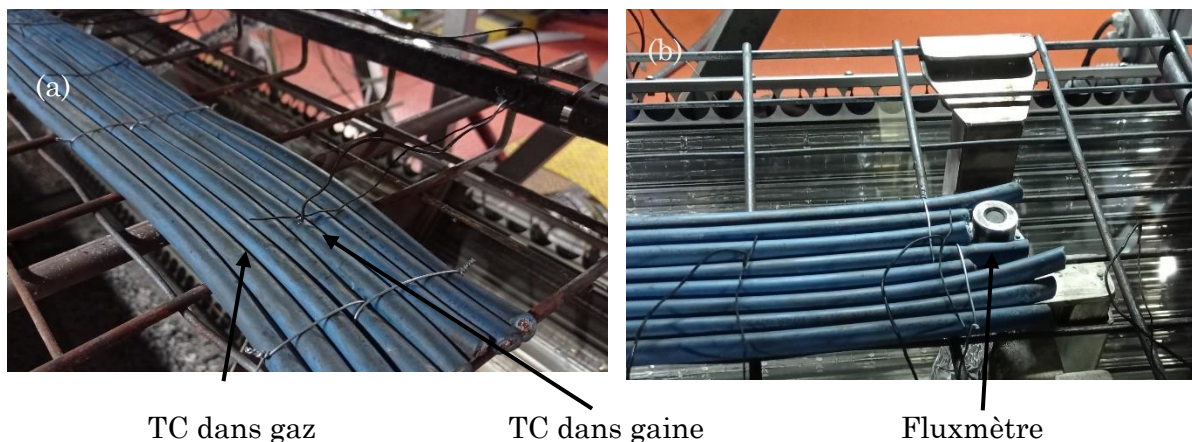


Fig. 113 : Mise en place des thermocouples (a) et du fluxmètre au bout du chemin de câbles (b).

Les profils de température mesurés par les TS, et indiqués sur la Fig. 114 (a), permettent de déterminer la température de préchauffage. Celle-ci est calculée en moyennant les valeurs de température à la fin de la phase de préchauffage, à l'instant précédant la phase d'inflammation.

Le passage de la flamme est identifié grâce aux TG lorsque la température atteint 600 °C. Ainsi, les temps de passage de la flamme à des emplacements connus permettent d'évaluer la vitesse de propagation horizontale de la flamme.

⁹ Les thermocouples notés TS_X10 et TG_X10 sont en zone d'inflammation ZI tandis que tous les autres sont situés en zone de propagation ZP.

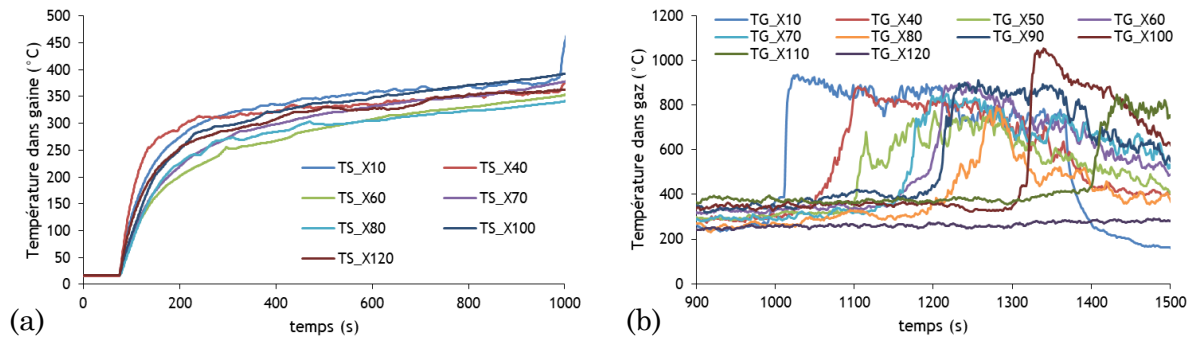


Fig. 114 : Profils des températures mesurées dans la gaine pendant la phase de préchauffage (a) et dans les gaz pendant les phases d'inflammation et de propagation (b).

De plus, lorsque la flamme atteint le bout du chemin de câbles, le flux de chaleur émis par la flamme vers les câbles est capté par le fluxmètre. Ce fluxmètre mesure en réalité le flux de chaleur incident total, illustré sur la Fig. 115 (a), qui inclut, en plus du flux de chaleur total émis par la flamme, l'émission radiative des panneaux rayonnants (contribution de 15 kW/m² pour l'exemple de la Fig. 115 (a)) mais également celle des structures métalliques du dispositif. Cette dernière émission, dont l'évolution lente est illustrée sur la Fig. 115 (a), résulte de l'échauffement de ces structures suite à leur exposition à l'émission des panneaux rayonnants. Pour isoler le flux de chaleur émis par la flamme sur les câbles, une ligne de base est modélisée à partir du profil du flux incident avant et après le pic (cf. Fig. 115 (b)).

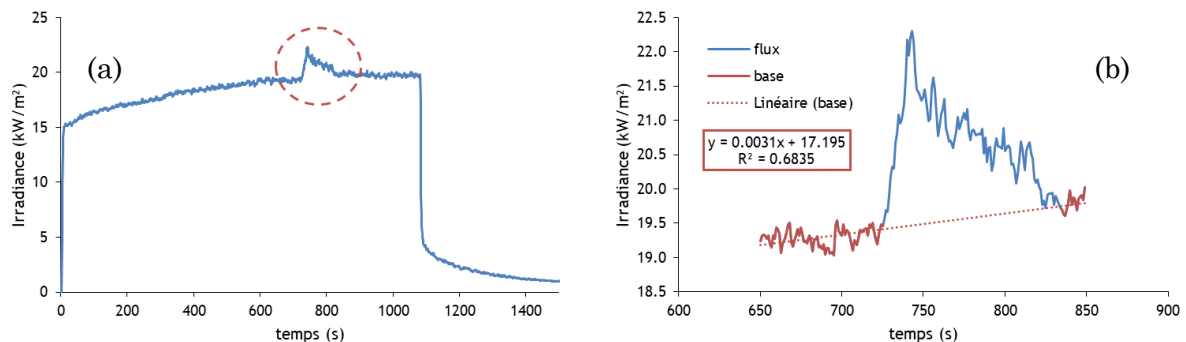


Fig. 115 : Réponse du fluxmètre sans (a) et avec zoom (b) sur le pic à l'arrivée de la flamme à proximité du fluxmètre au cours d'un essai en régime calculé.

3. Propagation en régime calculé

a) Panneaux inférieurs uniquement

Les essais réalisés avec les panneaux inférieurs n'ont pas permis d'observer des propagations des flammes progressives sur tout le chemin de câbles et répétables. Plusieurs essais se sont terminés par une extinction des flammes avant qu'elles

n'atteignent le bord de la ZP, comme illustré par la Fig. 116 qui montre qu'une partie du chemin de câbles n'a pas été impactée par les flammes.



Fig. 116 : Chemin de câbles après un essai non satisfaisant de propagation réalisé avec les panneaux inférieurs.

De plus, quelques essais ont montré un second départ de feu au milieu de la ZP en auto-inflammation. L'une des hypothèses pour expliquer cette difficulté mettrait en cause la température de la surface supérieure. Avant le passage de la flamme, cette surface est trop froide (maximum à 150 °C) pour dégazer et alimenter la flamme. Plus globalement, il apparaît difficile de maîtriser la propagation de flammes le long de la face supérieure du chemin de câbles en exposant seulement la face inférieure aux panneaux rayonnants inférieurs. Cette configuration n'est donc pas adaptée pour obtenir des conditions maîtrisées de propagation.

b) Panneaux supérieurs uniquement

Comme pour les essais d'inflammation à partir de la température ambiante (décrits en partie C), les essais réalisés avec les panneaux supérieurs ont montré de meilleurs résultats. La synthèse de ces essais est disponible dans le Tableau 23. Pour tous ces essais, le flux de chaleur incident en ZI est à pleine puissance (i.e., 65 kW/m²).

Une estimation du flux émis par la flamme a pu être réalisée pour certains essais. Le faible niveau du flux peut s'expliquer par la faible hauteur de la flamme ainsi que par la position du fluxmètre qui pouvait ne pas être totalement affleurante au bord du chemin de câbles.

Pour le câble contenant du PVC, la propagation de la flamme a été possible avec un préchauffage moins important. En revanche, pour les câbles PE Bleu 1 et PE Gris (contenant EVA, PE et ATH) et pour un même flux de chaleur, le délai d'inflammation diminue avec l'augmentation du temps de préchauffage alors que la température de préchauffage n'augmente pas significativement. Cet effet du délai de préchauffage sur l'inflammation peut s'expliquer par une dégradation plus importante de l'ATH avec

l'augmentation du délai de préchauffage. Cet effet sera davantage discuté lors des essais de propagation à moyenne échelle dans le Chapitre V.

Tableau 23 : Synthèse des essais d'inflammation et de propagation réalisés avec les panneaux supérieurs.

Cable	$\dot{q}''_{ZP}$	$t_{preheat}$	$T_{preheat}$	$t_{ignition}$	Spread ?	$\dot{q}''_{flame,max}$ ¹⁰
PE Gris	25 kW/m ²	20 min	405 ± 45 °C	09 s	Yes	N/A
PE Gris	25 kW/m ²	20 min	375 ± 40 °C	15 s	Yes	2,1 kW/m ²
PE Gris	24 kW/m ²	15 min	379 ± 35 °C	25 s	Yes	N/A
PE Gris	23 kW/m ²	20 min	368 ± 27 °C	14 s	Yes	N/A
PE Gris	20 kW/m ²	20 min	310 ± 19 °C	15 s	No	N/A
PE Gris	15 kW/m ²	20 min	263 ± 12 °C	25 s	No	N/A
PE Bleu 1	25 kW/m ²	20 min	408 ± 45 °C	34 s	Yes	2,3 kW/m ²
PE Bleu 1	25 kW/m ²	15 min	380 ± 14 °C	41 s	Yes	N/A
PVC Blanc	15 kW/m ²	05 min	205 ± 27 °C	28 s	Yes	N/A
PVC Blanc	15 kW/m ²	05 min	201 ± 39 °C	15 s	Yes	2,8 kW/m ²

Pour comprendre l'augmentation du flux de chaleur total incident imposé sur la nappe de câbles, des mesures ont été réalisées avec un fluxmètre MEDTHERM. Ces mesures ont été réalisées au centre de la ZI, i.e. X = 10 cm et Y = 0 cm. Le fluxmètre a été orienté en configuration horizontale afin de viser les panneaux rayonnants supérieurs qui ont fonctionné de manière prolongée pendant 45 min.

Un modèle simple pour estimer le flux de chaleur incident reçu par la nappe de câbles, est proposé, cf. Eq. 67. Le flux de chaleur modélisé est estimé à partir de la somme de la contribution des panneaux rayonnants (PR) et de l'échauffement de la structure (ES). Pour chaque contribution, le niveau de flux de chaleur incident, noté F_i , ainsi que le temps de réponse à 95 %, noté $t_{i,95\%}$, (i.e., le temps pour atteindre 95 % de F_i) sont déterminés en lissant le modèle à la mesure réalisée. Les courbes de la mesure, du modèle et des contributions PR et ES sont indiquées sur la Fig. 117 pour un flux initial imposé de 10 kW/m².

$$F_{model}(t) = F_{PR} \times (1 - e^{-\alpha_{PR}t}) + F_{ES} \times (1 - e^{-\alpha_{ES}t}) \quad (67)$$

¹⁰ Pour les mesures de flux incidents, une notation « N/A » signifie que la mesure du flux n'a pas été réalisée

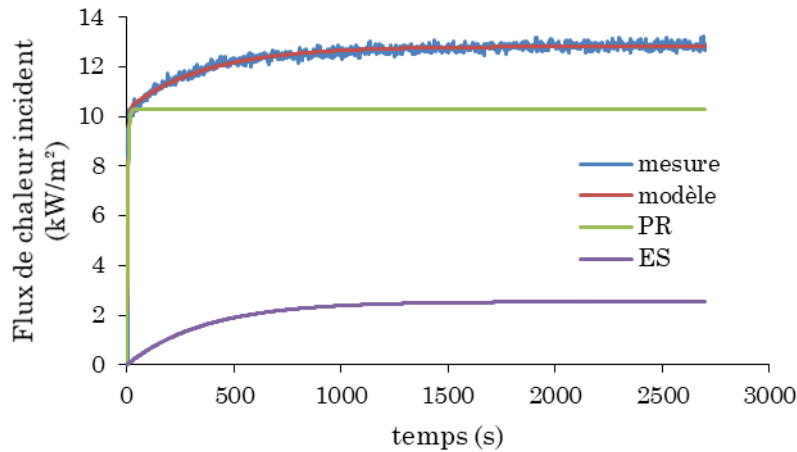


Fig. 117 : Effet de l'échauffement de la structure sur le flux de chaleur incident.

Les résultats, disponibles dans le Tableau 24, montrent que le flux émis par la structure chauffée peut augmenter le flux de chaleur incident jusqu'à 33 % de sa valeur initiale au bout de 20 min. Ce qui signifie que le choix de lampes halogènes fait en partie pour leurs temps de réponse court (moins de 20 s selon les résultats obtenus), est contrarié par l'échauffement de la structure qui ne se stabilise qu'au bout de 20 minutes.

Tableau 24 : Résultats de l'effet de l'échauffement de la structure sur le flux incident.

F_{pilote}	5 kW/m ²	10 kW/m ²	15 kW/m ²	20 kW/m ²	25 kW/m ²
F_{total}	5,9 kW/m ²	12,8 kW/m ²	19,8 kW/m ²	25,5 kW/m ²	32,6 kW/m ²
F_{PR}	4,4 kW/m ²	10,2 kW/m ²	15,5 kW/m ²	19,9 kW/m ²	25,2 kW/m ²
$t_{PR,95\%}$	19 s	17 s	19 s	10 s	9 s
F_{ES}	1,5 kW/m ²	2,7 kW/m ²	4,3 kW/m ²	5,3 kW/m ²	7,4 kW/m ²
$t_{ES,95\%}$	1208 s	1123 s	1228 s	1075 s	1205 s
F_{ES}/F_{PR}	+ 33 %	+ 26 %	+ 28 %	+ 27 %	+ 29 %

Pour déterminer le lien entre la température de préchauffage des câbles étudiés et le flux de chaleur initial, des essais sur le câble PE Gris ont été réalisés. La nappe de câbles est exposée à un flux de chaleur pendant 45 min, les températures des gaines sont mesurées à l'aide des thermocouples (TC) prévus à cet effet. Trois flux de chaleur incidents de pilotage ont été testés : 10, 20 et 25 kW/m². Le Tableau 25 synthétise ces résultats. Pour un flux de chaleur initial de 25 kW/m², la dégradation de la nappe de câbles a conduit à

déloger les TC mis en place dans la gaine d'un câble avant la stabilisation de la température de la gaine. Il était alors impossible d'estimer la température de préchauffage.

Tableau 25 : Température de préchauffage et flux incident initial pour le câble PE Gris.

F_{pilote}	10 kW/m ²	20 kW/m ²	25 kW/m ²
$T_{preheat}$	244 ± 21 °C	348 ± 55 °C	/
$t_{95\%}$	1730 s	1608 s	/

Quelques derniers essais en régime calculé ont été réalisés avec comme consigne un préchauffage de 30 minutes pour le câble PE Gris. Les résultats de ces essais ont montré une grande difficulté à maîtriser la propagation dans ces conditions.

Les essais réalisés avec le régime calculé (i.e. flux de chaleur de l'ordre de 15 à 25 kW/m² imposé en quelques secondes) ont montré que la nappe de câbles pouvait se dégrader de manière importante. Par conséquent, la propagation du feu, sur la nappe dégradée, s'est révélée possible mais difficilement maîtrisable. Ainsi, pour limiter cette dégradation lors de la phase de préchauffage, des essais privilégiant le régime régulé, plutôt que le mode calculé, ont été réalisés.

4. Propagation en régime régulé

Le régime régulé offre en effet la possibilité de préchauffer lentement le câble (i.e. on applique un flux de chaleur qui augmente graduellement avec la consigne de température), ce qui atténue la dégradation des câbles. Ce mode a été utilisé dans un premier temps avec seulement les panneaux supérieurs.

L'augmentation attendue, lente et homogène de la température des gaines lors de la phase de préchauffage a pu être constatée lors de ces essais, comme illustrée sur la Fig. 118. Lors de l'utilisation de ce régime d'essai, il est nécessaire de comparer la consigne en température appliquée par l'automate à la moyenne des températures mesurées par les TC dans la gaine du câble, visible sur la Fig. 119. La régulation se base sur la mesure du pyromètre qui peut être différente de celles des TC installés. Par la suite, la température de préchauffage sera caractérisée à partir de la mesure des TC et non de la mesure du pyromètre.

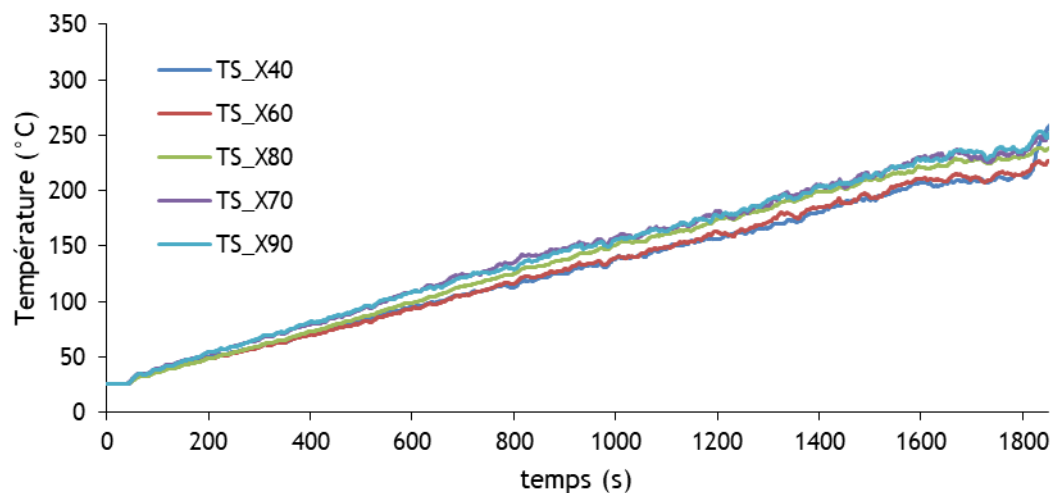


Fig. 118 : Températures mesurées à différents points lors de la phase de préchauffage.

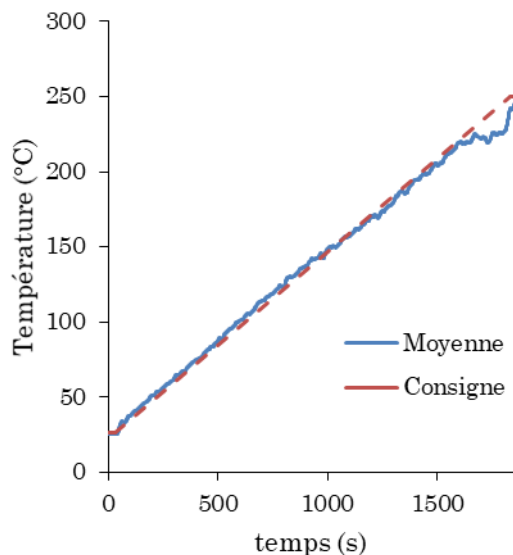


Fig. 119 : Consigne de la température et température moyennée lors de la phase de préchauffage.

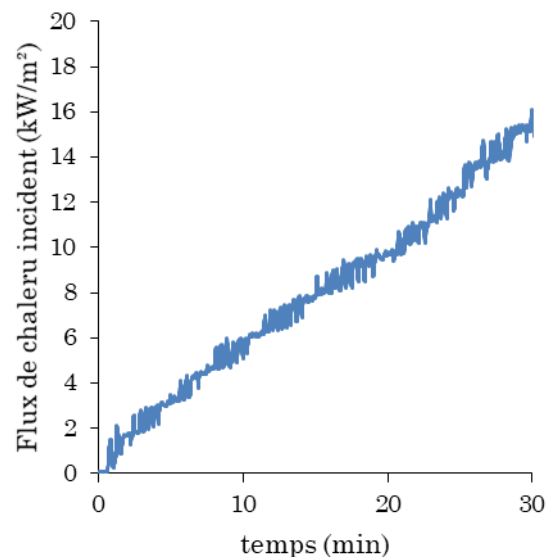


Fig. 120 : Flux de chaleur incident mesuré lors de la phase de préchauffage.

Plusieurs essais ont été réalisés sur le câble PE Gris en régime régulé. Un déplacement du front de flamme linéaire avec le temps a été observé sur plusieurs de ces essais. La Fig. 121 donne pour illustration, la position du front de flamme en fonction du temps, relevée lors de deux essais pour une température de préchauffage des câbles de 325 °C. La pente de la regression linéaire correspond à la vitesse moyenne de propagation horizontale du front de flamme dans la ZP.

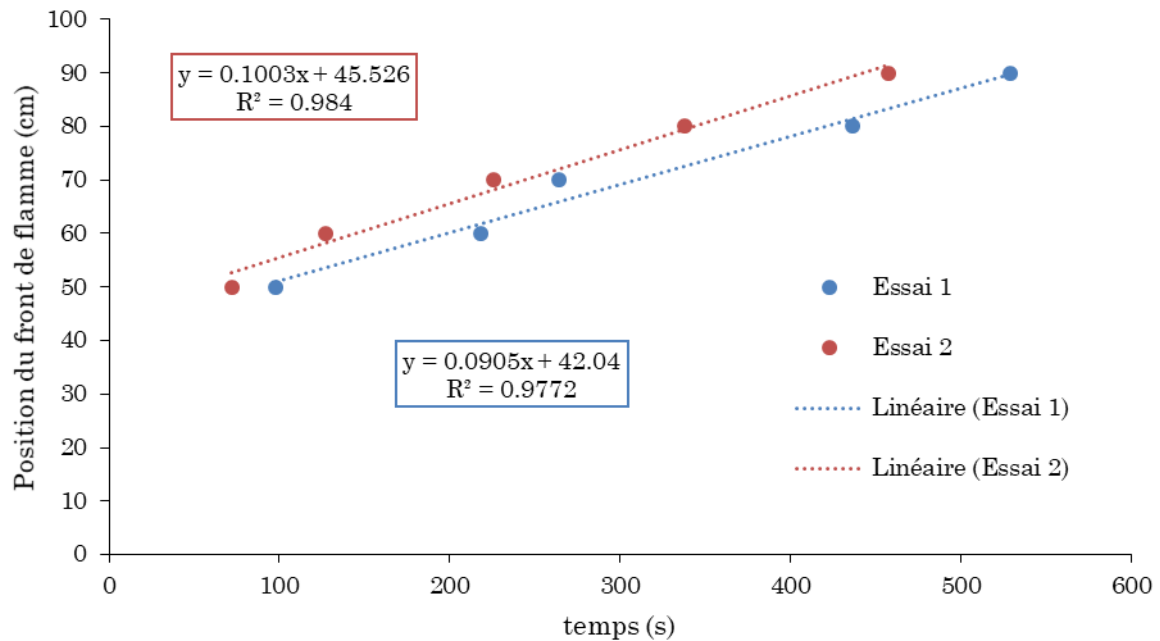


Fig. 121 : Position du front de flamme lors de sa propagation le long du chemin de câbles PE Gris pour deux essais réalisés avec une température de préchauffage de 325 °C.

Cependant, la propagation du front de flamme est systématiquement ralentie, voire stoppée, à 40 cm du bord, correspondant à la jonction de la ZT avec la ZP. Cette zone correspond en effet à la frontière des deux parties des panneaux rayonnants, où les effets de bords des lampes IR entraînent une diminution du flux de chaleur reçu sur cette région. Ce point « froid » avait été remarqué lors des cartographies des flux de chaleur. Dans cette zone, une réduction de la température des gaines a également été observée. Dans ce cas, l'effet de bord des lampes réduisant le flux de chaleur incident conduit à une diminution de la température de préchauffage et de la vitesse de déplacement du front de flamme. A titre d'exemple, les profils des flux de chaleur, de la température en fin de préchauffage et de la vitesse instantanée du front de flamme (i.e., la vitesse entre deux points de passage de la flamme), sont illustrés sur la Fig. 122.

Pour atténuer cet effet, le flux de chaleur incident imposé en ZI, lors de la phase d'inflammation, est maintenu jusqu'à ce que le front de flamme dépasse la position $X = 50$ cm.

De plus, lors du préchauffage des câbles, des déchirures dans la gaine externe ont été observées notamment pour le câble PE Gris, tel que montré sur la Fig. 123. Ces ouvertures entraînent localement le dégagement de gaz combustibles de manière importante. Aux abords de ces fissures, la vitesse de propagation du front de flamme augmente instantanément quel que soient les paramètres d'essais.

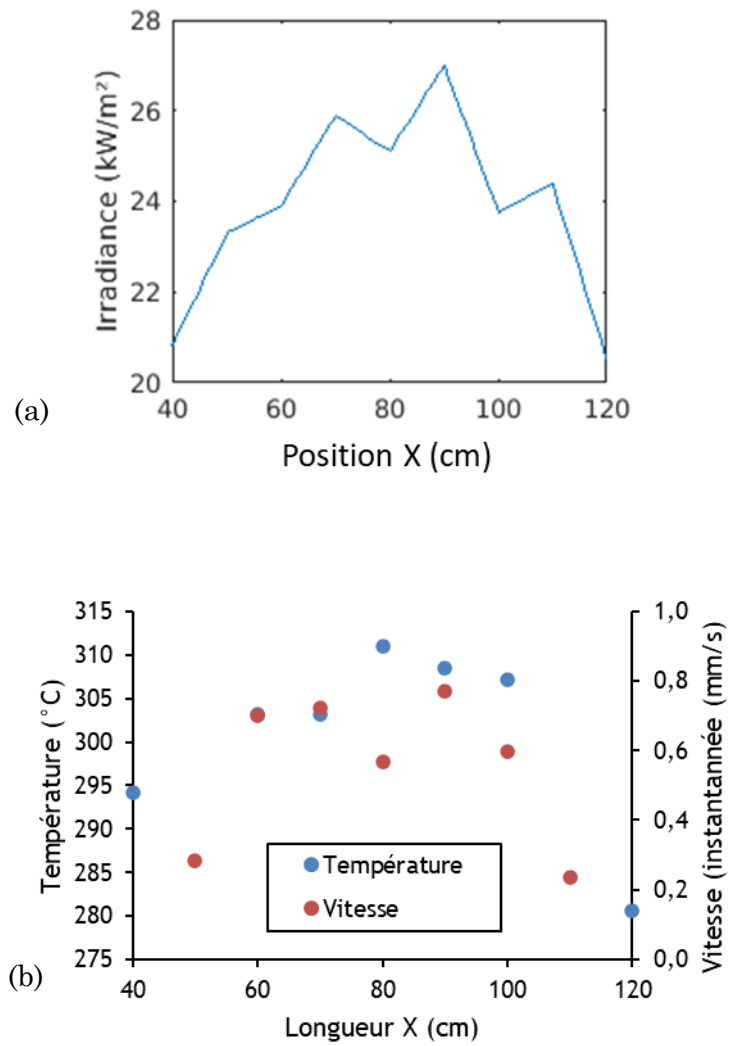


Fig. 122 : Profils du flux de chaleur incident (a), de la température dans la gaine à la fin du préchauffage et de la vitesse instantanée (b) en fonction de la position X.

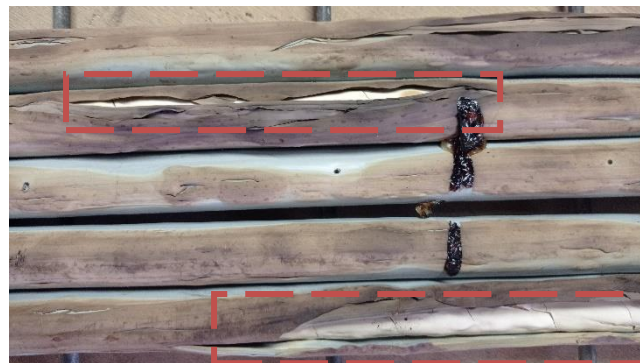


Fig. 123 : Vue du dessus d'une nappe de câbles PE Gris en fin de préchauffage (à 325 $^{\circ}\text{C}$) avec les déchirements de la gaine externe (encadrés rouges).

Un autre câble, le câble PE Bleu 1, a été testé dans ces conditions expérimentales (panneaux supérieurs et mode régulé). Il a été observé que, contrairement au câble PE Gris, la gaine externe ne se fissurait pas. Ce comportement permet une propagation également plus homogène sur la largeur de la nappe de câbles.

Cependant, les essais réalisés sur ce câble avec des températures de préchauffage de 270 et de 330 °C n'ont pas montré de propagation de flamme, contrairement au câble PE Gris. Des températures de préchauffage supérieures n'ont pas pu être atteintes dans cette configuration d'essai car les panneaux supérieurs fonctionnaient à une consigne proche de leur puissance maximale.

a) *Panneaux rayonnants supérieurs et inférieurs*

Pour parvenir à préchauffer suffisamment et donc à propager la flamme sur le câble PE Bleu 1, des essais ont été réalisés en utilisant les quatre panneaux rayonnants. Sur ces essais, une propagation de flamme a pu être observée sur le câble PE Bleu 1. Le front de flamme s'est propagé de manière linéaire entre 60 et 100 cm (i.e., dans la région sans influence des effets de bords des lampes). La Fig. 124 illustre le passage de la flamme entre 60 et 100 cm avec une température de préchauffage de 325 °C.

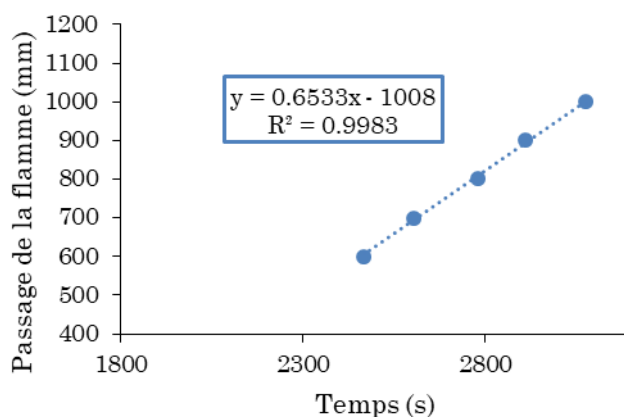


Fig. 124 : Profil du passage de la flamme entre 60 et 100 cm sur un câble PE Bleu 1 avec tous les panneaux et une température de consigne de 325 °C.

Deux essais avec une température de préchauffage de 350 °C ont été réalisés. Une légère différence a été relevée entre la température moyenne et la température de consigne, du fait d'un biais de lecture du pyromètre lors du dégazage de l'ATH présent dans ce câble. Les vitesses de propagation, indiquées dans le Tableau 26, ont montré une répétabilité intéressante pour la suite des travaux.

Tableau 26 : Résultats des essais avec tous les panneaux, le câble PE Bleu 1 et une température de consigne de 350 °C

N° essai	Essai 1	Essai 2
<i>T mesurée</i>	378 ± 55 °C	363 ± 63 °C
<i>V mesurée</i>	3,0 mm/s R² = 95 %	2,7 mm/s R² = 98 %

E. Bilan des essais préliminaires

Lors des essais préliminaires, le dispositif CISCCO a montré qu'il permettait d'étudier l'inflammation et la propagation du feu le long d'un chemin de câbles électriques. Plusieurs configurations ont été testées pour identifier la meilleure des configurations pour réaliser ces essais. Compte-tenu des difficultés rencontrées pour maîtriser les conditions aux limites avec l'échauffement de la structure et pour observer une propagation sur tous les câbles étudiés, la configuration retenue pour les essais d'inflammation et de propagation comprendra donc les deux ensembles de panneaux rayonnants avec une *Recette d'Essais* en régime mixte comportant les phases suivantes :

- Phase de préchauffage régulée : Température de consigne identique en ZI et ZP ;
- Phase d'inflammation mixte : Flux fixé en ZI et température de consigne en ZP;
- Phase de propagation régulée : Température de consigne identique en ZI et ZP.

V. Conclusion

Le premier objectif de la qualification du dispositif CISCCO était de mesurer et d'optimiser l'homogénéité des flux de chaleur sur chacune des zones de propagation et d'inflammation du chemin de câbles électriques. Les autres objectifs de cette qualification étaient de vérifier l'aptitude du dispositif à réaliser d'une part des essais d'inflammation, d'autre part, des essais d'inflammation et de propagation du feu le long d'un chemin de câbles électriques.

Les cartographies du flux de chaleur incident des panneaux inférieurs et supérieurs ont permis d'analyser la distribution du flux de chaleur sur toute la surface du chemin de câbles ($L \times l = 1400 \times 400 \text{ mm}^2$) et ce pour toutes les phases des essais. L'analyse a permis de mesurer le flux de chaleur incident maximal sur chacune des zones, égal à 64 kW/m² pour la ZI et 25 kW/m² pour la ZP avec une largeur de zone de transition de 20 cm. La variabilité du flux incident dans la ZI est de plus ou moins 5 %. Ce résultat permet d'assurer une bonne précision sur les essais réalisés pour l'inflammation et la propagation de la flamme sur un chemin de câbles électriques. Le coefficient d'homogénéité H est cependant plus important dans la ZP, de plus ou moins 12 %. Cela est principalement dû

aux effets de bords des émetteurs IR, plus importants avec l'augmentation de la longueur des lampes halogènes. La ZI ainsi que la ZT, définie entre la ZI et la ZP, ont une longueur de 20 cm.

Ensuite, le deuxième objectif de la qualification était de vérifier l'aptitude du dispositif CISCCO à réaliser des essais d'inflammation. Pour le câble de type PVC noir sélectionné pour cette qualification, les essais d'inflammation, réalisés sur le dispositif CISCCO avec les panneaux rayonnants supérieurs, sur un échantillon de 350 x 200 mm², ont montré des résultats en bon accord avec ceux mesurés au cône calorimètre (échantillon de 100 x 100 mm²). Ces essais d'inflammation seront poursuivis sur les autres câbles électriques étudiés qui présentent des compositions chimiques et des pigmentations différentes.

Enfin, les essais préliminaires d'inflammation et de propagation ont montré que l'utilisation des panneaux rayonnants inférieurs ou supérieurs seuls ne permettait pas de maîtriser la propagation du front de flamme. La mise en œuvre des deux ensembles de panneaux rayonnants et la modification du contrôle commande, lors d'essais réalisés avec le câble PE Bleu 1, ont permis de maîtriser les conditions de propagation du front de flamme. Ces essais ont donc permis de valider la capacité du dispositif CISCCO à réaliser des études de la propagation horizontale du front de flamme sur un chemin de câbles électriques.

Chapitre V.

Etude de l'inflammation et de la propagation à moyenne échelle

I. Introduction

La seconde et dernière étape de l'étude multi-échelle de cette thèse concerne l'étude de l'inflammation et de la propagation du feu le long d'un chemin de câbles électriques (i.e. à moyenne échelle).

Ce chapitre débute avec l'étude de l'inflammation pour une nappe de câbles électriques (i.e. à moyenne échelle à l'aide du dispositif CISCCO). Les résultats de cette étude ont été comparés avec ceux obtenus à petite échelle au cône calorimètre pour des câbles électriques identiques (cf. Chapitre III). Ces derniers sont des câbles avec des gaines externes composées de PVC ou de PE/EVA/ATH. Dans cette partie, les propriétés radiatives des câbles ainsi que les spectres des émissions radiatives des panneaux rayonnants du dispositif CISCCO sont déterminés et ensuite exploités en détail pour quantifier les flux de chaleur effectivement absorbés par les câbles.

Ensuite, une seconde campagne, plus longue, a eu pour objectif d'étudier la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques. En premier lieu, cette partie rappelle le modèle de propagation étudié ainsi que les paramètres physiques associés, qui sont importants pour l'étude de la propagation du feu. Le premier paramètre abordé est la température de préchauffage des câbles électriques dans la zone de propagation qui est contrôlée lors des essais. Ensuite, la position du front de flamme a été particulièrement étudiée notamment à l'aide d'analyses vidéo détaillées. La détermination de cette position a permis l'évaluation de la vitesse de propagation du front de flamme le long du chemin de câbles électriques. Enfin, deux autres grandeurs physiques qui impactent la propagation du feu ont également été étudiés ; le flux de chaleur émis par la flamme et reçu par les câbles en amont du front de flamme et la longueur d'influence thermique de ce dernier. L'analyse des paramètres spécifiés ci-dessus a permis de mettre en évidence l'effet du préchauffage sur la vitesse de propagation qui est largement commentée dans la 2^{ième} partie de ce chapitre. De plus, les essais réalisés ont mis en lumière la présence d'un second front de flamme qui est discuté lors de cette partie. Enfin, les prédictions du modèle de propagation de Quintiere sont comparées aux résultats expérimentaux pour les deux types de câbles électriques étudiés.

II. Etude multi-échelle de l'inflammation des câbles électriques

A. Présentation de la campagne

Après la qualification du dispositif CISCCO, deux campagnes d'essais ont été réalisées. La première de ces deux campagnes avait pour objectif d'étudier l'inflammation des câbles électriques à moyenne échelle. Le but était de comparer l'inflammation pilotée (i.e., avec la présence d'un arc électrique) d'échantillons de câbles électriques sous cône calorimètre (petite échelle) avec celle d'une nappe de câbles électriques sur le dispositif CISCCO (moyenne échelle). A cet effet, un arc électrique a été mis en place proche de la nappe de câbles pour piloter l'inflammation.

Ces essais ont été présentés en partie avec le câble PVC Noir lors de la qualification du dispositif (Chapitre IV) pour la réalisation d'essais d'inflammation. A présent, ces derniers sont présentés pour tous les câbles électriques étudiés, pour analyser l'effet d'échelle sur leur inflammation quelle que soit leur nature.

Trois câbles ont été étudiés lors de cette campagne. Deux câbles de type PE/EVA/ATH, le PE Bleu 1 et le PE Gris, ainsi qu'un câble de type PVC, le PVC Noir. Les dimensions de la nappe serrés de câbles lors de ces essais sont de 20 cm pour la largeur contre 35 ± 5 cm pour la longueur, tel qu'illustré sur la Fig. 125. Le flux de chaleur incident, imposé uniquement par les panneaux supérieurs et dans la zone d'inflammation (ZI), a varié de 25 à 65 kW/m².

L'inflammation a été détectée visuellement ainsi que par des mesures réalisées par des thermocouples situés au-dessus de la nappe, comme précisé lors du Chapitre IV partie IV.C.2.

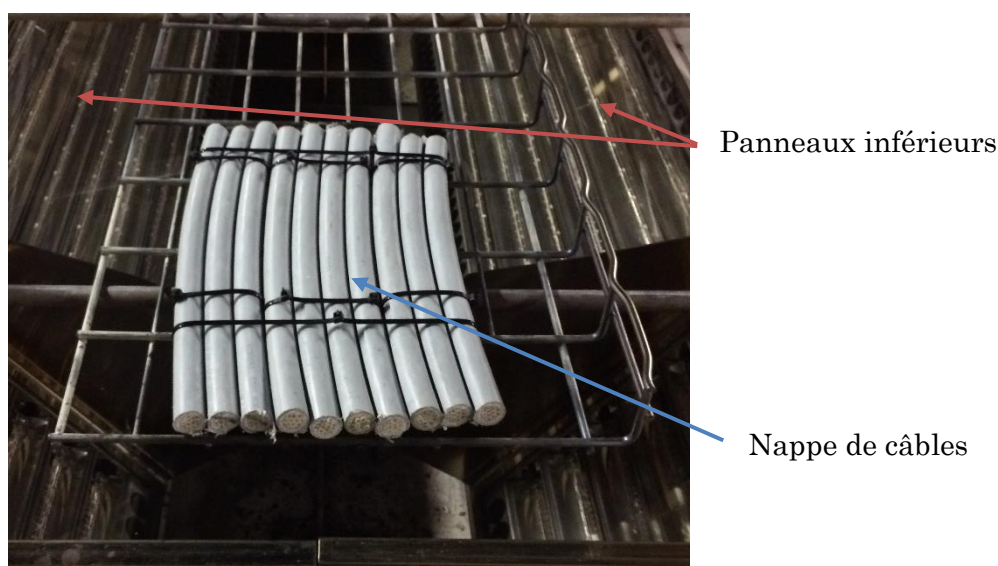
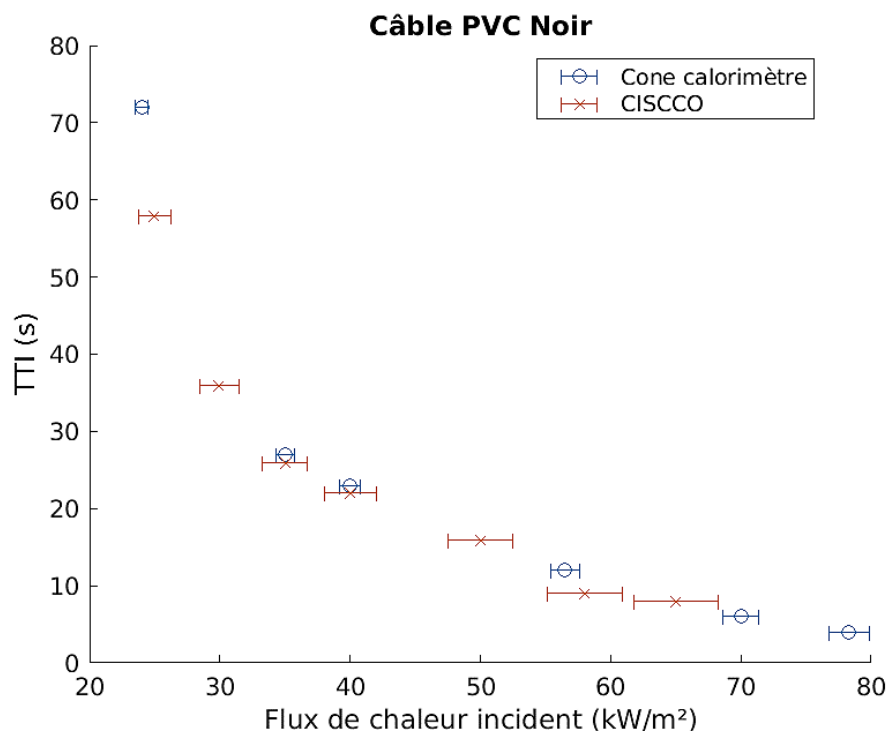


Fig. 125 : Vue de dessus des câbles électriques de PE Gris avant un essai d'inflammation sur le dispositif CISCCO.

B. Délai d'inflammation et flux de chaleur incident

A l'issue de la première campagne d'essais sur le dispositif CISCCO, les résultats sur l'inflammation pilotée des câbles électriques ont été comparés pour la petite et la moyenne échelle (Fig. 126). Comme développé dans le Chapitre IV, le câble PVC Noir montre un comportement à l'inflammation identique lors des essais au cône calorimètre et ceux avec le dispositif CISCCO. Cependant, ce constat ne se retrouve pas sur les câbles PE Gris et PE Bleu 1 qui possèdent une gaine en PE/EVA/ATH. Il est généralement admis que les matériaux clairs réfléchissent plus que les matériaux sombres [106].

Des investigations supplémentaires ont été réalisées afin de caractériser d'une part les propriétés radiatives des câbles, d'autre part, les spectres des émissions radiatives des lampes halogènes du dispositif CISCCO. L'objectif de ces efforts étant de savoir si les différences observées sur les délais d'inflammation mesurés avec le cône calorimètre et le dispositif CISCCO sont dues à l'impact des matériaux sur la réflexion du flux de chaleur incident ou à un effet d'échelle.



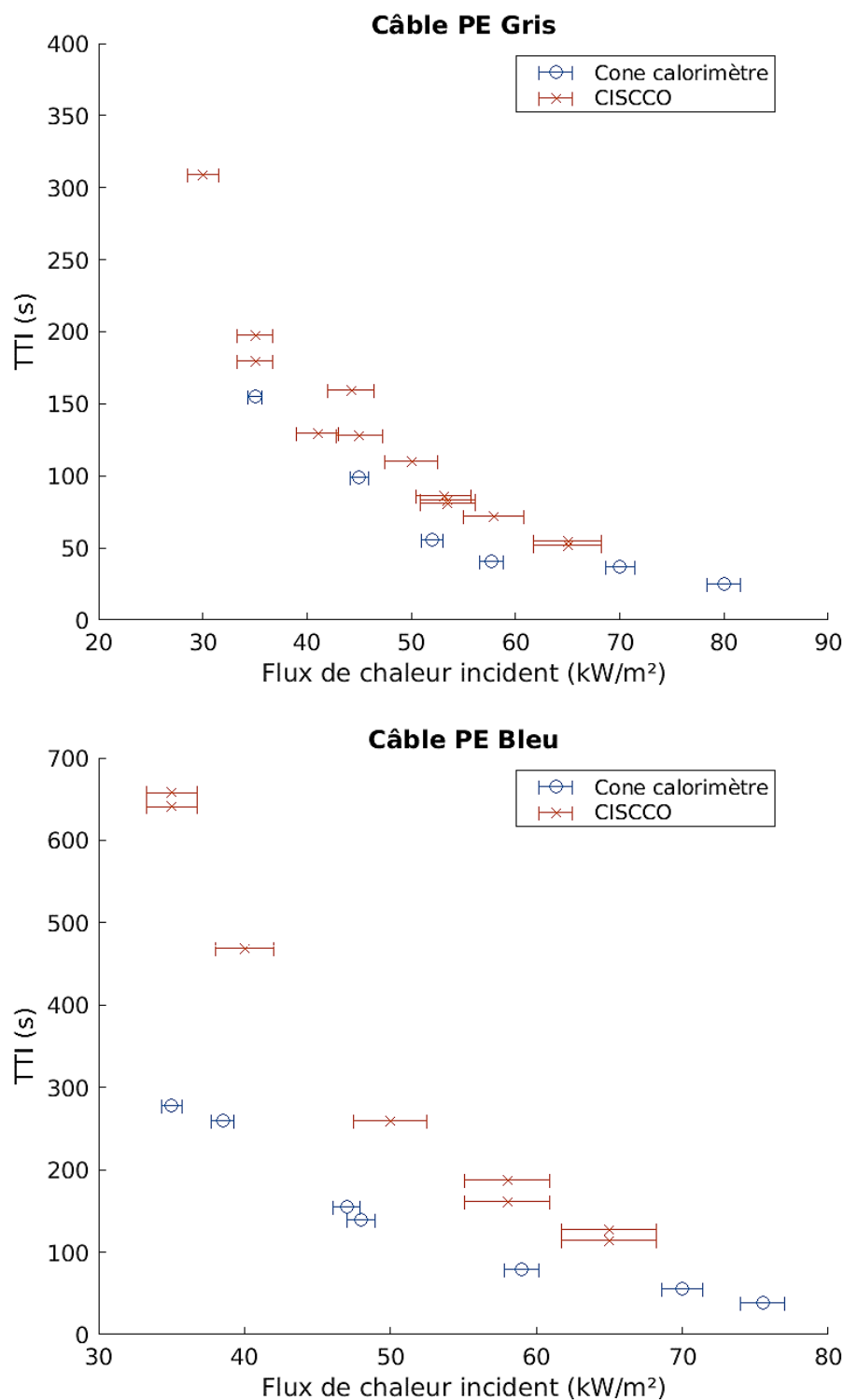


Fig. 126 : Délais d'inflammation en fonction du flux de chaleur incident mesurés au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO pour les câbles PVC Noir (figure supérieure), PE Gris¹¹ (figure centrale) et PE Bleu 1 (figure inférieure).

¹¹ Pour les résultats du câble PE Gris, les délais d'inflammation mesurés pour des flux de chaleur inférieurs à 30 kW/m² n'ont pas été représentés sur la figure. Les très grandes valeurs obtenues, entre 1200 et 2200 s pour ces niveaux de flux, rendaient difficiles la lisibilité de tous les autres résultats.

C. Spectres d'émission et d'absorption

Le flux de chaleur absorbé par les câbles électriques dépend de leurs propriétés radiatives et de l'intensité spectrale de l'émission radiative de la source de chaleur considérée (ici, la résistance électrique du cône calorimètre ou les lampes halogènes du dispositif CISCCO) [96]. La caractérisation des propriétés radiatives des gaines externes des trois câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu 1 ainsi que celle de l'intensité spectrale de l'émission radiative de lampes halogènes identiques à celles présentes sur le dispositif CISCCO a été réalisée au Laboratoire Énergies & Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) de l'université de Lorraine.

1. Spectres d'absorption (propriétés radiatives des câbles)

Quatre mesures ont été réalisées sur plusieurs intervalles de longueur d'onde pour couvrir le domaine spectral d'émission de la source allant de 0,4 et 22 μm . Ces mesures ont été réalisées :

- entre 0,4 et 0,8 μm avec une sphère intégrante Spectralon et un spectromètre Cary 500, nommée MIR,
- entre 0,67 et 1,11 μm avec une sphère intégrante Spectralon, une séparatrice CaF_2 , une source halogène, un détecteur en silicium et un spectromètre Bruker® Vertex 80V® IRTF, nommée NIR-VIS,
- entre 0,91 et 2,22 μm avec une sphère intégrante Spectralon, une séparatrice CaF_2 , une source halogène, un détecteur en InGaAs et un spectromètre Bruker® Vertex 80V® IRTF, nommée VIS, et
- entre 1,67 et 22 μm avec une sphère intégrante Infragold, une séparatrice CaF_2 , une source Globalar, un détecteur en HgCdTe et un spectromètre Bruker® Vertex 80V® IRTF, nommée MIR.

Pour rappel, en considérant chaque matériau opaque (i.e. la transmittance est négligée), l'absorptivité spectrale est alors déterminée par l'équation 56, déjà présentée dans le Chapitre III. A partir des mesures de réflexion et de l'équation précédente, il est possible d'obtenir les spectres d'absorption, comme montré pour le cas du câble PVC Noir sur la Fig. 127.

$$\alpha(\lambda) = 1 - \rho(\lambda) \quad (56)$$

avec α l'absorptivité, ρ la réflexion et λ la longueur d'onde (m).

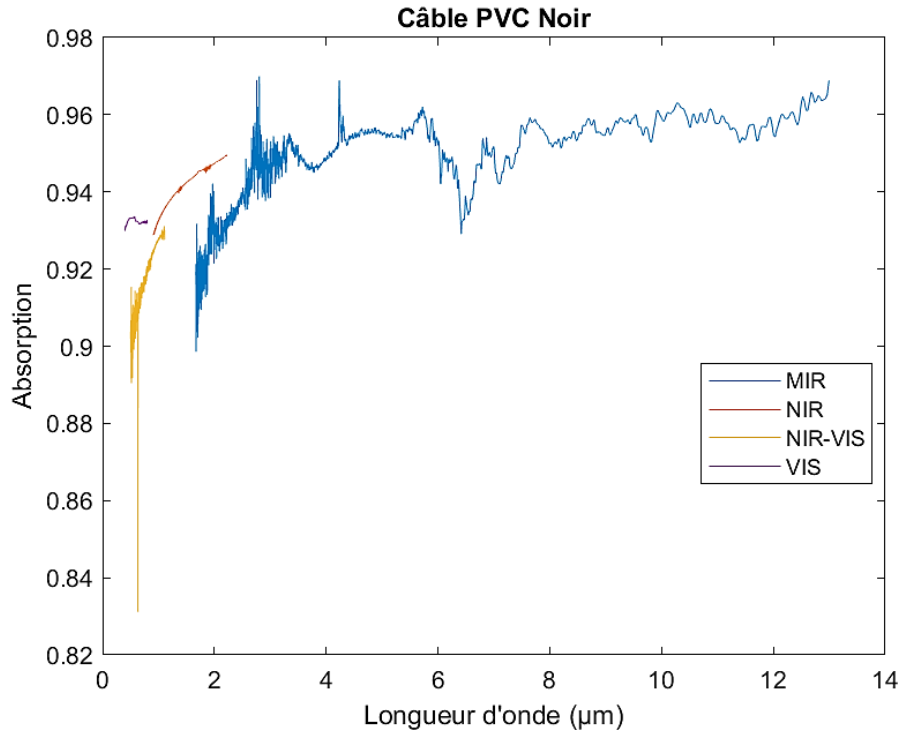


Fig. 127 : Absorption déterminée pour chaque mesure pour le câble PVC Noir.

A partir de ces mesures et pour chaque longueur d'onde, deux situations sont identifiées. Lorsqu'il n'y a qu'une seule mesure, la valeur du spectre reconstruit prend celle de la mesure. Lorsque deux mesures se superposent pour une même longueur d'onde, la valeur du spectre reconstruit est déterminée par une loi de mélange.

Cette reconstruction est définie par l'équation 68. Dans cette équation, α_1 correspond à la première mesure et α_2 à la seconde dans le sens croissant de la longueur d'onde. L'intervalle de chevauchement est compris entre la première valeur de $\alpha_2(\lambda)$, noté $\lambda_{2,debut}$, et la dernière valeur de $\alpha_1(\lambda)$, notée $\lambda_{1,fin}$.

$$\alpha(\lambda) = \begin{cases} \alpha_1(\lambda), & \lambda < \lambda_{2,debut} \\ \frac{\lambda_{1,fin} - \lambda}{\lambda_{1,fin} - \lambda_{2,debut}} \times \alpha_1(\lambda) + \frac{\lambda - \lambda_{2,debut}}{\lambda_{1,fin} - \lambda_{2,debut}} \times \alpha_2(\lambda), & \lambda \in [\lambda_{2,debut}; \lambda_{1,fin}] \\ \alpha_2(\lambda), & \lambda > \lambda_{1,fin} \end{cases} \quad (68)$$

On en déduit alors (cf. Fig. 128) les spectres d'absorption qui ont été reconstruits pour les trois câbles étudiés. Le résultat sur le câble PVC Noir montre bien que l'absorption est (quasi-)indépendante de la longueur d'onde. Ce qui n'est pas le cas pour les deux autres câbles PE pour lesquels on peut noter une chute conséquente de l'absorption pour des longueurs d'onde inférieures à 2 μm notamment pour le câble PE bleu. Pour ce dernier, on

observe également une chute importante de l'absorption pour une longueur d'onde de l'ordre de 10 μm .

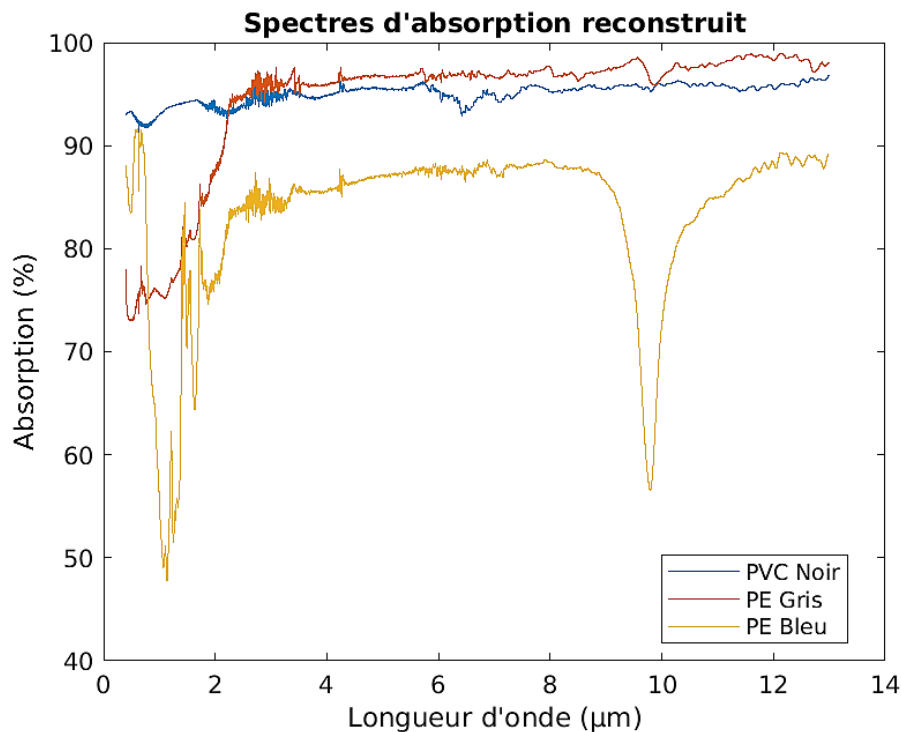


Fig. 128 : Spectres d'absorption reconstruits des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu en fonction de la longueur d'onde.

2. Spectres d'émission des lampes halogènes

Les spectres de l'émission radiative des lampes halogènes du dispositif CISCCO ont également été mesurés entre 0,4 et 16,7 μm et ce pour plusieurs niveaux de puissance. Ces mesures, dont le dispositif expérimental est montré sur la Fig. 129, ont été réalisées :

- entre 0,4 et 1,1 μm avec une sphère intégrante Spectralon, un spectromètre à barrette silicium,
- entre 0,9 et 2,5 μm avec une sphère intégrante Spectralon, un spectromètre à barrette InGaAs et
- entre 1,7 et 16,7 μm avec une sphère intégrante Infragold et un spectromètre à transformée de Fourier.

Ces spectres, visibles sur la Fig. 130, montrent un pic d'intensité lumineuse pour une longueur d'onde variant entre 0,7 et 1,3 μm selon la puissance thermique rayonnée.

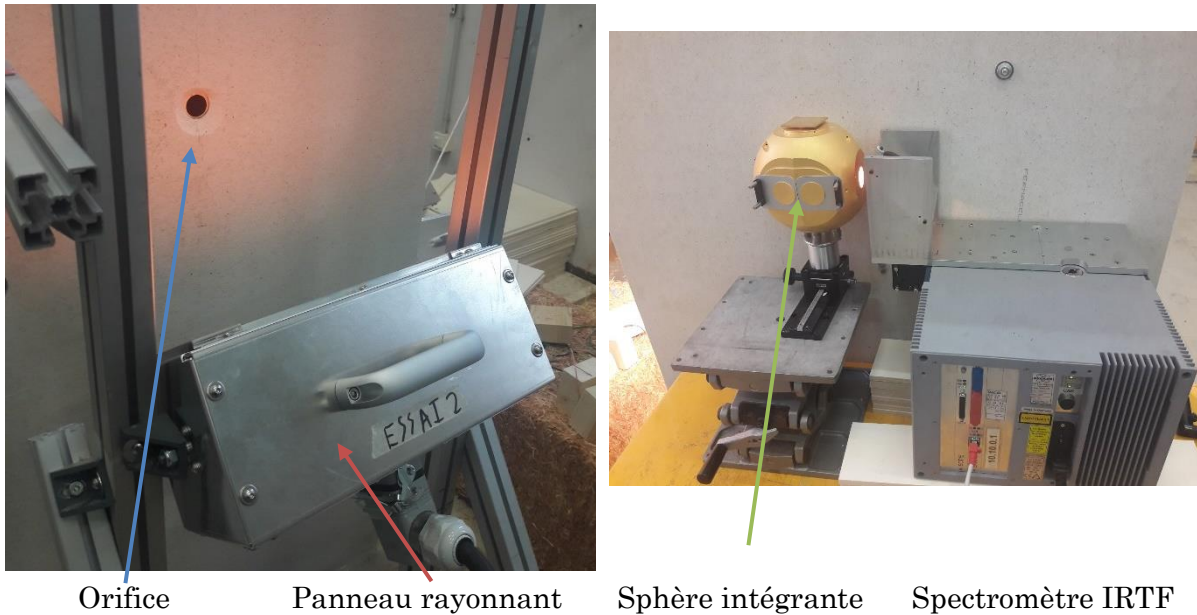


Fig. 129 : Mesure du spectre d'émission des lampes IR par le LEMTA (Université de Lorraine). Le flux émis par le panneau rayonnant atteint l'orifice (face avant du dispositif, photo de gauche) de la sphère intégrante (photo de droite). Puis, le flux est intégralement redirigé dans la sphère pour être mesuré par le spectromètre.

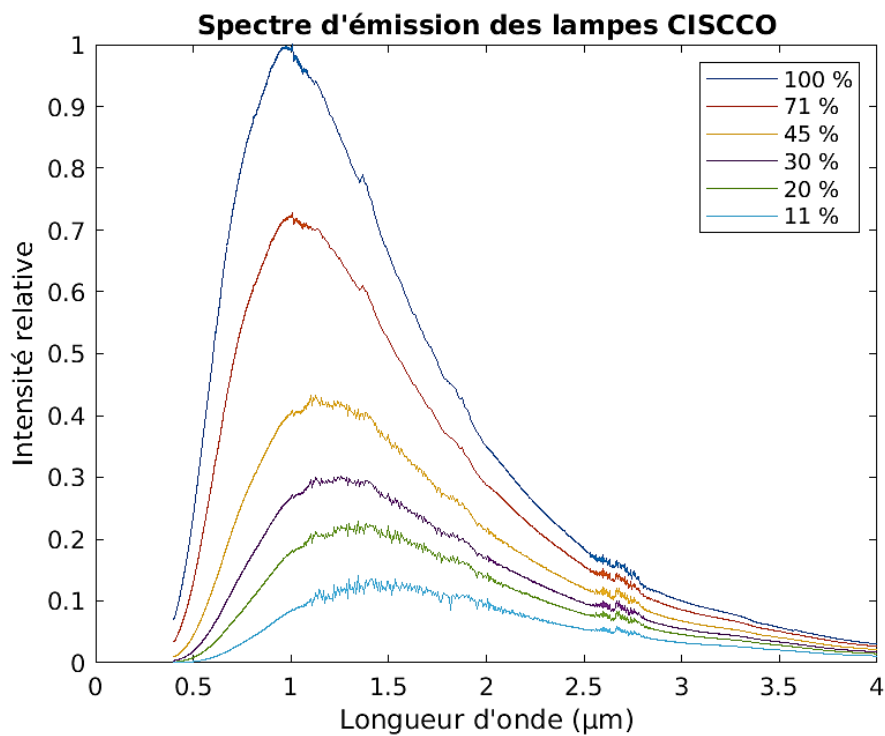


Fig. 130 : Spectres d'émission des lampes halogènes présentes dans le dispositif CISCCO en fonction de la longueur d'onde et pour plusieurs paliers de puissance.

3. Spectres du flux de chaleur absorbé par les câbles

A partir des spectres d'absorption des gaines des câbles (cf. Fig. 128) et d'émission des lampes halogènes (cf. Fig. 130), il est possible de déterminer le spectre d'intensité de l'énergie radiative absorbée par la gaine à partir de l'équation 69.

$$I_{abs}(\lambda) = \alpha(\lambda).I(\lambda) \quad (69)$$

Les résultats obtenus, illustrés sur la Fig. 131 pour les lampes halogènes alimentées à pleine puissance, montrent que dans leur domaine spectral d'émission privilégié de 0,75 à 1,75 μm , les câbles PE réfléchissent plus le rayonnement incident que le câble PVC Noir.

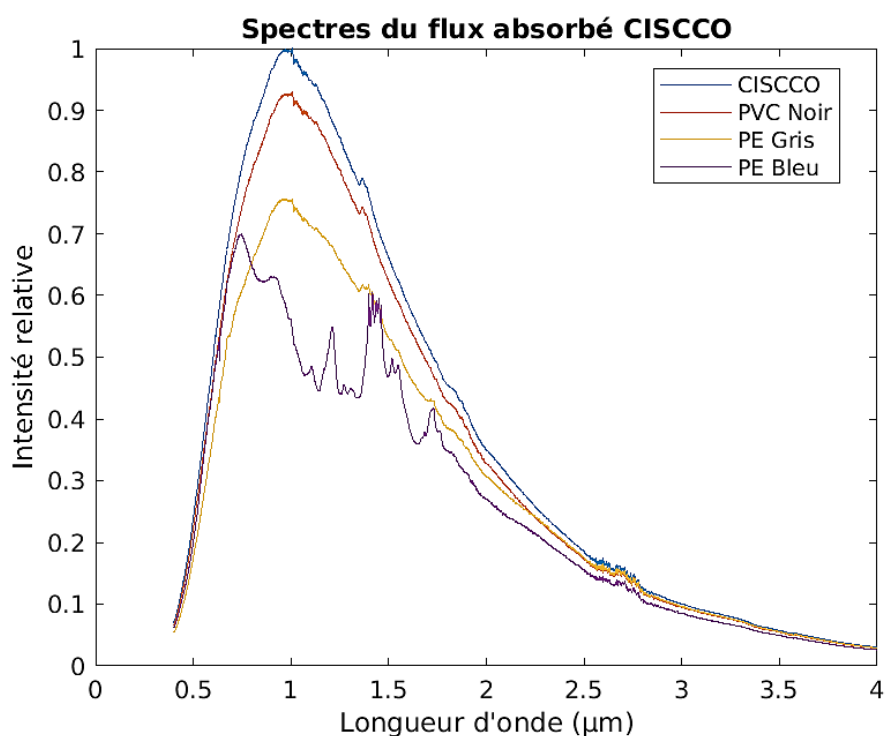


Fig. 131 : Spectres du flux émis par le dispositif CISCCO et des flux absorbés correspondants par les gaines des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu.

A titre de comparaison, les flux de chaleur absorbés par les gaines ont été calculés de la même manière pour les essais au cône calorimètre. Les spectres d'émission du cône calorimètre ont été considérés comme similaires à ceux d'un corps noir [96,105]. Les températures choisies, issues des essais à petite échelle, sont synthétisées dans le Tableau 27. Les spectres calculés du flux de chaleur absorbé par les gaines au cône calorimètre, visibles sur la Fig. 132, montrent aussi que le câble PE Bleu réfléchit le plus. Néanmoins,

contrairement aux résultats sur le dispositif CISCCO, l'écart est nul entre les câbles PVC noir et PE gris et peu important avec le 3^{ième} câble PE bleu.

Tableau 27 : Température du cône choisie pour le calcul de l'émissivité.

Irradiance	35 kW/m²	50 kW/m²	75 kW/m²
Température du cône	680 °C	775 °C	895 °C

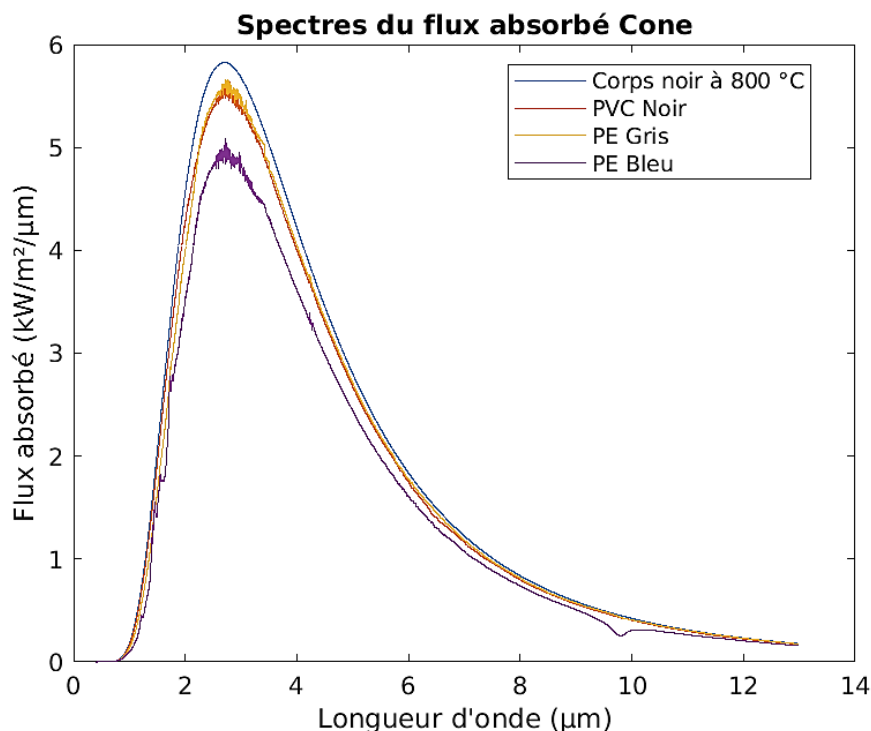


Fig. 132 : Spectres du flux émis par le cône radiant et des flux absorbés correspondants par les gaines des câbles PVC Noir, PE Gris et PE Bleu.

Enfin, le coefficient d'absorption, défini par l'équation 70 [106], est calculé pour chacun des trois câbles étudiés et pour chaque puissance (CISCCO et cône calorimètre). Les résultats du calcul sur le dispositif CISCCO sont regroupés dans le Tableau 28 tandis que ceux du cône calorimètre sont présents dans le Tableau 29.

$$\langle \alpha \rangle = \frac{\int_0^\infty I_{abs}(\lambda) \cdot d\lambda}{\int_0^\infty I(\lambda) \cdot d\lambda} = \frac{\int_0^\infty \alpha(\lambda) \cdot I(\lambda) \cdot d\lambda}{\int_0^\infty I(\lambda) \cdot d\lambda} \quad (70)$$

Tableau 28 : Coefficients d'absorption calculés sur le dispositif CISCCO.

Puissance	100 %	71 %	45 %	30 %
<i>Irradiance</i>	65 kW/m ²	50 kW/m ²	35 kW/m ²	25 kW/m ²
<i>PVC Noir</i>	0,935	0,936	0,937	0,938
<i>PE Gris</i>	0,815	0,822	0,833	0,841
<i>PE Bleu</i>	0,715	0,716	0,721	0,730

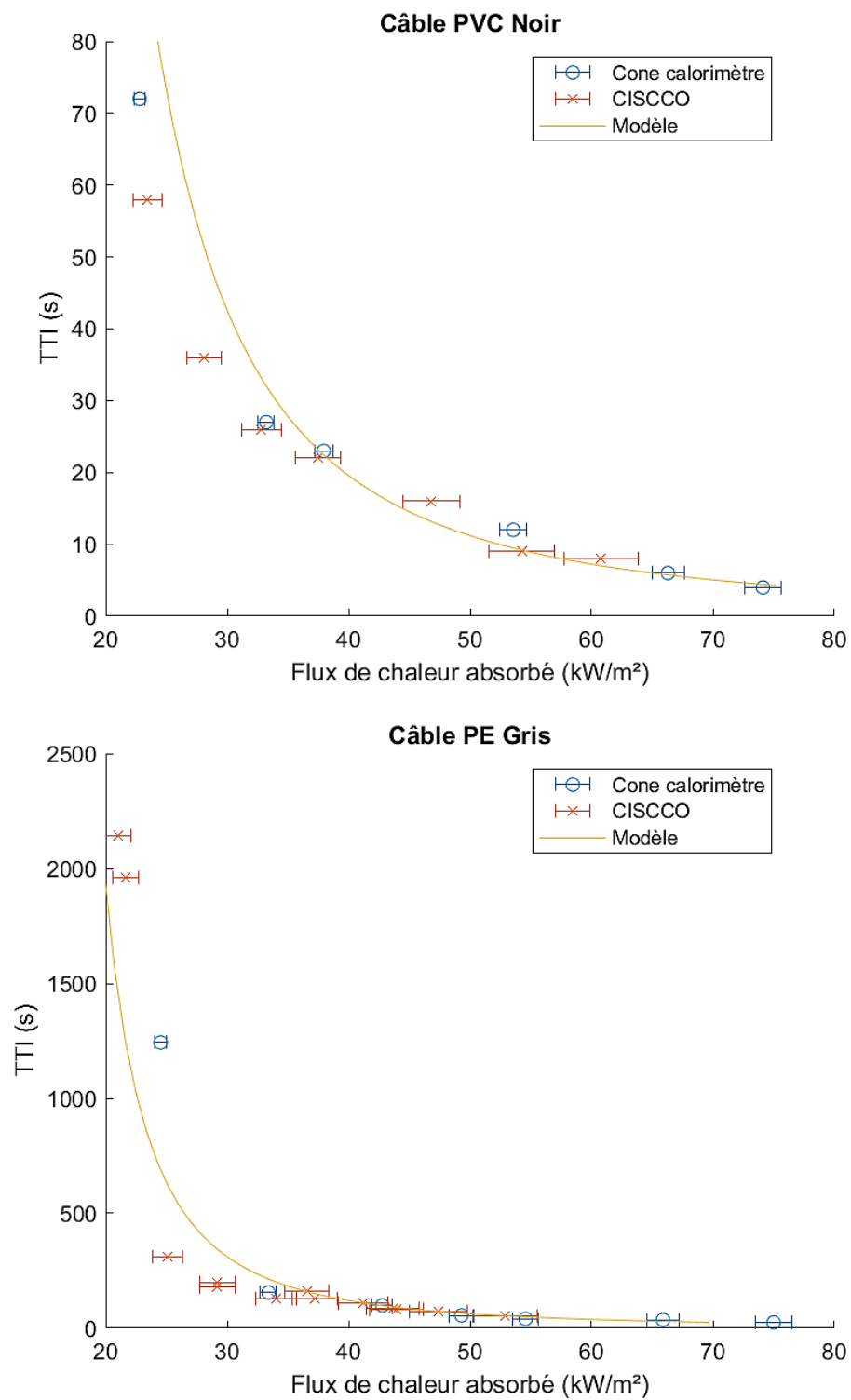
Tableau 29 : Coefficients d'absorption calculés au cône calorimètre.

Température	895 °C	775 °C	680 °C
<i>Irradiance</i>	70 kW/m ²	50 kW/m ²	35 kW/m ²
<i>PVC Noir</i>	0,947	0,948	0,949
<i>PE Gris</i>	0,941	0,949	0,954
<i>PE Bleu</i>	0,833	0,842	0,847

Tous les résultats montrent bien que les câbles PE, notamment sur le dispositif CISCCO, absorbent moins le flux de chaleur incident. L'impact de ce résultat sur les délais d'inflammation mesurés est discuté ci-après.

D. Délai d'inflammation et flux de chaleur absorbé

À la suite de la détermination des coefficients d'absorption, le flux absorbé, produit du coefficient d'absorption et du flux incident, est calculé pour chacun des points expérimentaux. Les résultats, reportés sur la Fig. 133, montrent bien qu'il y a un accord entre les essais réalisés au cône calorimètre et ceux réalisés sur le dispositif CISCCO. Autrement dit, le désaccord sur les temps d'ignition vient du spectre d'émission différent des deux dispositifs. Le modèle d'inflammation de Quintiere, qui avait été validé pour ces câbles à petite échelle (cf. Chapitre III), montre un bon accord avec les données expérimentales pour des flux de chaleur supérieurs à 35 kW/m², quel que soit le câble testé. En dessous de cette valeur, l'accord reste bon pour le câble PE bleu. Pour les deux autres câbles PVC noir et PE gris, on constate que l'accord entre le modèle et expérience est moins bon mais il est tout de même considéré comme acceptable compte tenu de la sensibilité importante des délais d'inflammation aux faibles flux de chaleur. On peut donc conclure que les délais d'inflammation mesurés en fonction du flux de chaleur absorbé au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO sont similaires et peuvent être prédits par le modèle de Quintiere. Ce dernier prenant en compte les propriétés radiatives des gaines externes des câbles électriques.



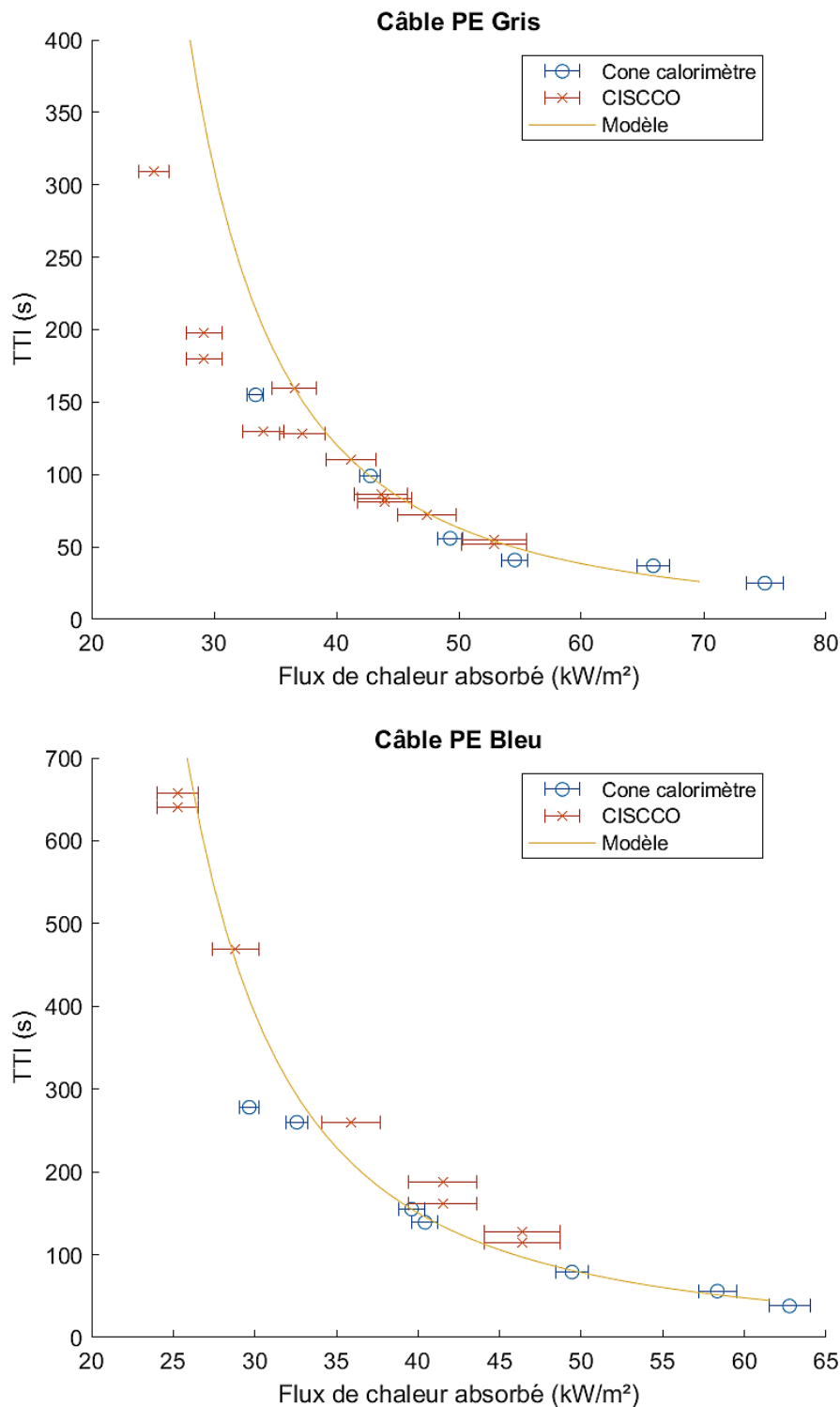


Fig. 133 : Délai d'inflammation en fonction du flux absorbé au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO avec application du modèle de Quintiere pour les câbles PVC Noir¹² (figure supérieure), PE Gris (les deux figures médianes dont la seconde est un zoom de la première) et PE Bleu 1 (figure inférieure).

¹² Pour le câble PVC Noir, le modèle a été appliqué avec une température d'inflammation égale à 325 °C, la moyenne des températures équivalentes d'inflammation déterminée dans le Chapitre III.

E. Conclusion sur l'étude de l'inflammation de câbles électriques à moyenne échelle

L'inflammation des câbles électriques a été étudiée sur le dispositif CISCCO sans préchauffage. L'étude a montré que les différences observées sur les délais d'inflammation mesurés sur le cône calorimètre (petite échelle) et le dispositif CISCCO (moyenne échelle) étaient uniquement dues à la réflexion du rayonnement par les gaines externes. Lorsque le coefficient d'absorption est pris en compte et que l'on détermine le flux de chaleur absorbé, il y a un bon accord entre les délais d'inflammation mesurés au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO, notamment pour des flux absorbés supérieurs à 35 kW/m². Ce qui signifie d'abord qu'il n'existe pas d'effet d'échelle sur l'inflammation pilotée pour les câbles électriques. Ces résultats montrent également que le dispositif CISCCO est apte à caractériser l'inflammation de câbles électriques de manière identique au cône calorimètre à condition de disposer des propriétés radiatives des câbles électriques. Enfin, il est montré que le modèle de Quintiere prédit des délais d'inflammation en fonction du flux de chaleur absorbé qui sont cohérents avec ceux mesurés avec le cône calorimètre et le dispositif CISCCO.

III. Etude de la propagation du feu à moyenne échelle

A. Rappel du modèle et paramètres clés

Lors de l'étude bibliographique, il a été choisi de s'intéresser au modèle de propagation de Quintiere [87]. Ce modèle, utilisé pour le cas d'un matériau thermiquement épais, est décrit par l'équation 71. Comme pour l'étude de l'inflammation, le matériau considéré correspond à la gaine externe du câble.

$$V = \frac{\dot{q}_f''^2 \cdot \delta_f}{\frac{\pi}{4} \cdot k \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_{ig} - T_s)^2} \quad (71)$$

avec V la vitesse de propagation de la flamme ($m \cdot s^{-1}$), $\dot{q}_f''$ le flux de chaleur émis par la flamme et reçu sur le matériau ($W \cdot m^{-2}$), δ_f la longueur d'influence thermique de la flamme (m), k la conductivité thermique de la gaine ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$), ρ la masse volumique de la gaine ($kg \cdot m^{-3}$), c_p la capacité calorifique spécifique de la gaine ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$), T_{ig} la température d'inflammation (K) et T_s la température de préchauffage au-delà de la zone d'influence thermique de la flamme (K).

Parmi les grandeurs présentes dans ce modèle, quatre ont déjà été caractérisées pour ces câbles dans les chapitres précédents : les paramètres thermophysiques de la gaine et la température d'inflammation. Leurs valeurs sont rappelées dans le Tableau 30.

Pour étudier le modèle de propagation, il est donc nécessaire de caractériser toutes les autres grandeurs qui sont la température de préchauffage, la vitesse de propagation, le flux de chaleur émis par la flamme et sa longueur d'influence thermique.

Tableau 30 : Paramètres thermophysiques et températures d'inflammation des gaines externes des câbles étudiés.

<i>Câble</i>	<i>k</i> ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	<i>ρ</i> ($kg.m^{-3}$)	<i>c_p</i> ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	<i>T_{ig}</i> (°C)
<i>PE Bleu 1</i>	5,03.10 ⁻¹	1,54.10 ³	1,51.10 ³	420
<i>PE Gris</i>	3,82.10 ⁻¹	1,48.10 ³	1,53.10 ³	390
<i>PVC Blanc</i>	2,45.10 ⁻¹	1,60.10 ³	1,11.10 ³	325 ¹³

B. Présentation de la campagne

Une seconde campagne d'essais (de propagation) a été conduite sur le dispositif CISCCO pour étudier la propagation de la flamme sur un chemin de câbles. Lors de cette campagne, trois câbles ont été étudiés. Les deux câbles de type PE/EVA/ATH, le PE Bleu 1 et le PE Gris, identiques à la première campagne, ainsi qu'un autre câble de type PVC, dénommé le PVC Blanc. Ce dernier câble a été préféré au câble PVC Noir, précédemment utilisé dans l'étude de l'inflammation, parce qu'il a été bien caractérisé lors des essais à petite échelle (cf. Chapitre III). Les chemins de câbles contenant ces trois câbles sont montrés sur la Fig. 134.

Néanmoins, il est à signaler que les essais réalisés sur le câble PE Gris n'ont pas été concluants. Pour ces essais, le front de flamme était discontinu sur la largeur et les déchirements observés après le préchauffage, discutés dans le Chapitre IV, conduisent à un déplacement chaotique de la flamme. Les résultats ne seront pas présentés dans cette étude.

¹³ Température équivalente déterminée lors du Chapitre III.



Fig. 134 : Chemins contenant des câbles PE Gris (photo de gauche), PE Bleu (photo du milieu) et PVC Blanc (droite) utilisés lors de la seconde campagne expérimentale.

Pour ces essais préliminaires, des thermocouples (TC) de type K, de gamme 0 à 950 °C et de diamètre 1,5 mm, sont insérés dans la gaine externe du câble central. Ces TC sont séparés de 20 cm les uns des autres. De même, des TC de type K et de diamètre 1,0 mm sont positionnés dans les gaz juste au-dessus du chemin de câbles. Les positions de ces TC sont montrées sur la Fig. 113. Les TC dans la gaine sont notés « TS » pour « Température Solide » tandis que ceux dans le gaz sont notés « TG » pour « Température Gaz ». Les dénominations TS ou TG sont suivies pour chacun des TC de leur position¹⁴.

Pour certains essais, un fluxmètre total de la marque CAPTHERM, de type GARDON, refroidi à l'eau (similaire aux fluxmètres totaux MEDTHERM) et de gamme 100 kW/m² a été installé à l'extrémité du chemin de câbles. La surface du fluxmètre, qui contient l'élément sensible absorbant le flux de chaleur, est orientée horizontalement (cf. Fig. 113). Un support a été usiné pour permettre l'intégration de ce fluxmètre dans le chemin de câble et également pour le régler en hauteur. Ce réglage permet à l'élément sensible du fluxmètre d'être au même niveau que la surface du chemin de câbles.

¹⁴ Les thermocouples notés TS_X10 et TG_X10 sont en zone d'inflammation ZI tandis que tous les autres sont situés en zone de propagation ZP.

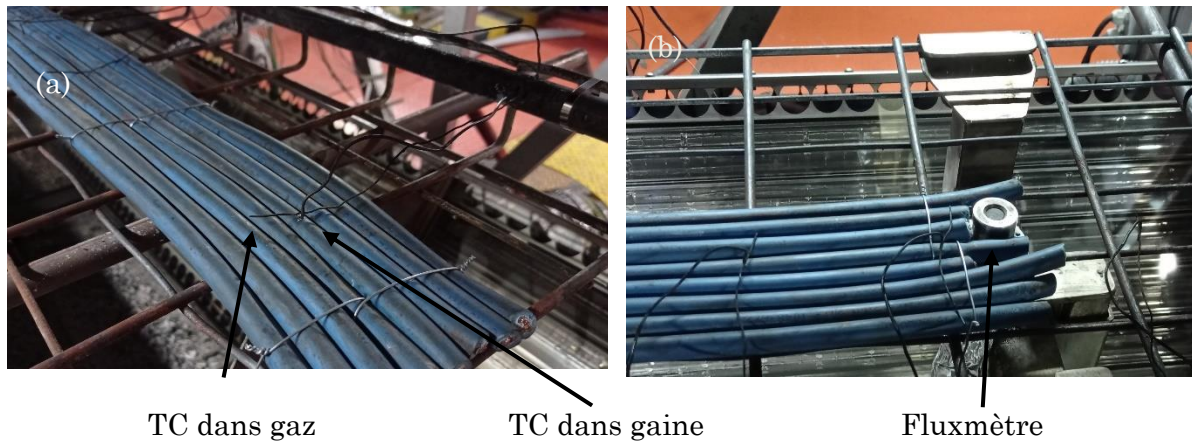


Fig. 135 : Mise en place des thermocouples le long du chemin de câbles (a) et du fluxmètre de type GARDON à l'extrémité du chemin de câbles (b).

Un schéma pour illustrer les deux configurations de métrologie est montré sur la Fig. 136. La 1^{ière} configuration, la plus souvent utilisée lors des essais, a impliqué un chemin de câbles de longueur de 1,4 m et uniquement comme métrologie des TC positionnés dans les gaines des câbles et au-dessus de ces derniers. La 2^{ième} configuration a mis en œuvre des chemins de câbles raccourcis à 1 m afin de permettre la mise en place du fluxmètre de type GARDON spécifié ci-dessus et des TC sur les câbles.

Tous les essais ont été réalisés en respectant le protocole établi précédemment. Pour rappel, ce protocole est constitué de quatre phases :

- Phase 1 : Préchauffage (durée entre 5 et 30 min)
- Phase 2 : Inflammation (durée de quelques minutes)
- Phase 3 : Propagation (entre 15 et 45 minutes)
- Phase 4 : Arrêt et phase de repli (10 min)

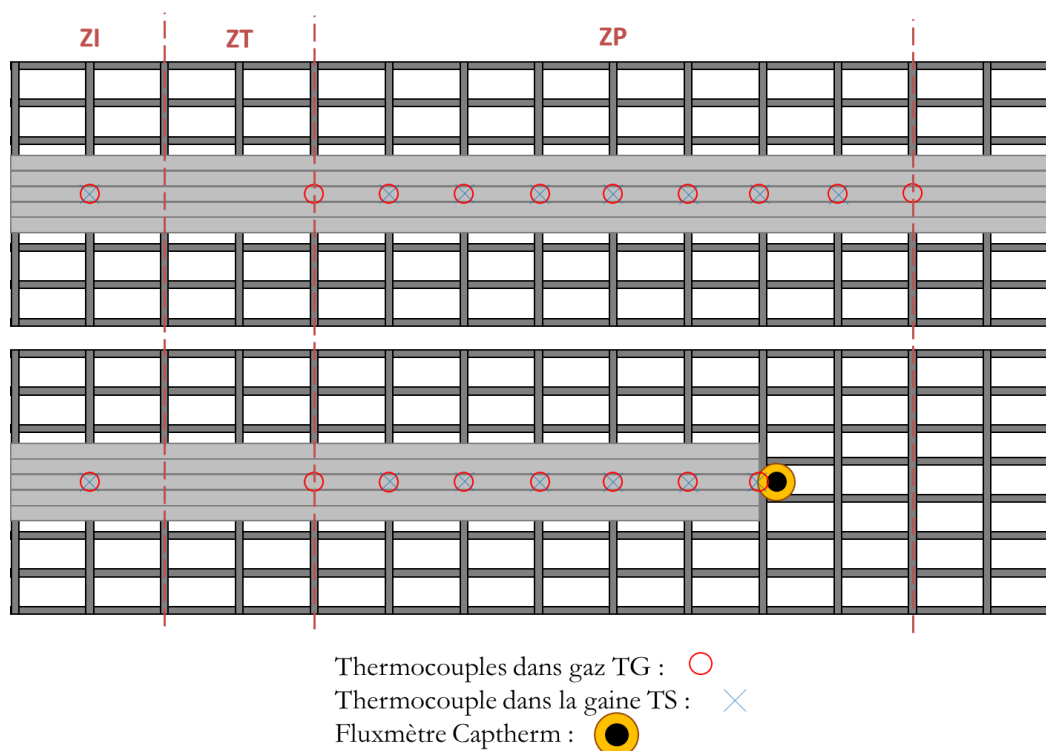


Fig. 136 : Schéma de la vue du dessus du chemin de câbles avec les positions de la métrologie pour les essais sans (haut) et avec (bas) fluxmètre. Le grillage grisé représente le Cablofil qui soutient la nappe de câbles.

Enfin, pour cette campagne, les consignes des températures de préchauffage et des flux de chaleur incidents dans la zone d'inflammation (ZI) de l'étude ont été choisies en fonction du type de câble (i.e. PE ou PVC). Ces paramètres sont renseignés dans le Tableau 31.

Tableau 31 : Consignes des essais pour la seconde campagne sur le dispositif CISCCO.

Câble	PE Bleu 1	PVC Blanc
<i>Températures de préchauffage</i>	270 à 350 °C	180 à 270 °C
<i>Flux de chaleur incident en ZI</i>	35 à 65 kW/m ²	35 à 65 kW/m ²

C. Température de préchauffage

Comme il a été décrit dans la présentation de la campagne, des thermocouples type K de diamètre égal à 1,5 mm ont été mis en place dans la gaine du câble central de la nappe, notés TS. Leur première utilité est de permettre de déterminer le profil de la température de la gaine le long du câble et d'en déduire la température moyenne de préchauffage ainsi que sa distribution (i.e., son écart-type). La Fig. 137 montre les profils de température obtenus par l'ensemble des thermocouples TS.

Cependant, du fait de la dégradation prononcée des gaines dans certains essais, notamment pour les câbles PE, certains thermocouples pouvaient « sortir » de la gaine

durant le préchauffage. Cela peut être détecté par un changement brusque de tendance observé sur les profils de température. Ceci est illustré sur la Fig. 137 avec les profils du « TS_X60 » à 1100 s et le « TS_X80 » à 1400 s.

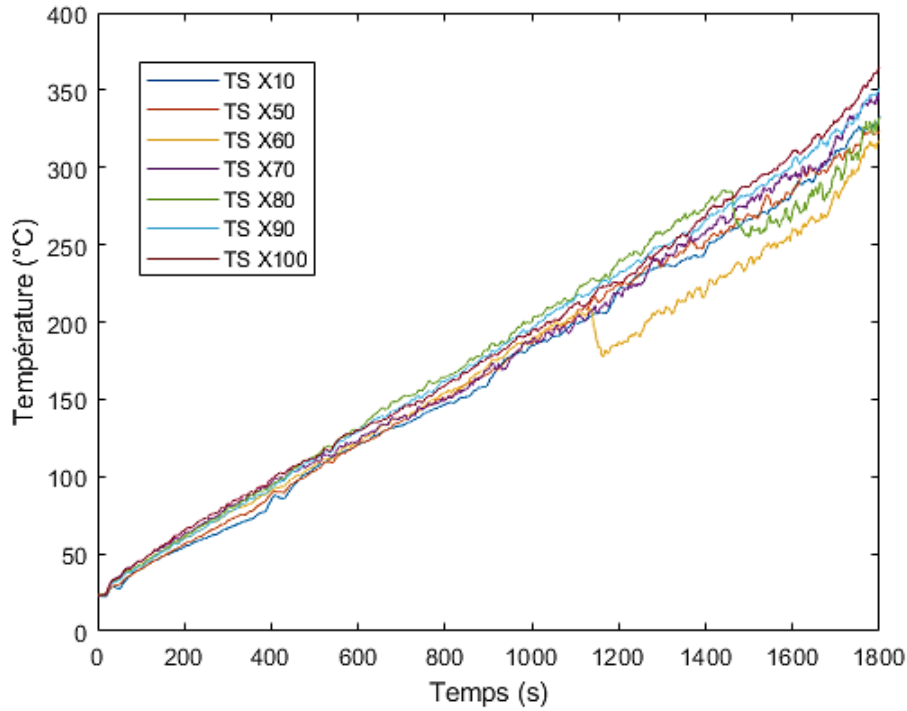


Fig. 137 : Tous les profils des températures mesurées par les thermocouples TS.

Pour identifier les thermocouples invalides, les moyennes mobiles sur un intervalle de 10 s de chacun de ces thermocouples sont calculées puis dérivées. Chaque dérivée oscille autour de la dérivée moyenne de chauffe lors du préchauffage dT_{moy} . L'équation 72 indique le critère que doit respecter chaque dérivée à chaque instant. Dès qu'une dérivée ne respecte plus ce critère, le thermocouple qui lui est associée est invalidé.

$$|dT_{Si}| < 5 \times dT_{moy} = 5 \times \frac{T_{s,c} - T_0}{\Delta t_s} \quad (72)$$

avec dT_{Si} la dérivée de la température (°C/s), $T_{s,c}$ la consigne de température de préchauffage (°C), T_0 la température initiale (°C) et Δt_s la durée du préchauffage (s).

Une fois les profils issus des thermocouples invalides retirés, la température de préchauffage est calculée comme la moyenne des températures mesurées à la fin de la phase de préchauffage (i.e., pour $t = 1800$ s, soit 30 min).

D. Passage de la flamme et vitesse de propagation

Pour déterminer la vitesse de propagation de la flamme pour chaque essai, deux méthodes différentes ont été développées. La première, abordée dans le Chapitre IV, consiste à détecter le passage de la flamme grâce aux thermocouples de type K présents au-dessus du chemin de câbles, notés TG. La seconde méthode est basée sur l'exploitation détaillée des analyses vidéo.

1. Mesure par thermocouples

Pour détecter le passage de la flamme avec les thermocouples, deux méthodes ont été utilisées. La première consiste à détecter le premier instant pour lequel la température atteint la valeur de $600\text{ }^{\circ}\text{C}$. Cette méthode, nommée « Tseuil », permet d'être certain de détecter la présence de la flamme mais est souvent en retard sur son arrivée par rapport aux observations faites par les caméras.

Une seconde méthode, inspirée de la première, a alors été développée pour affiner la détection. Cette méthode consiste à relever comme temps de passage de la flamme sur le TC l'instant où la dérivée de la température est maximale entre le début de l'essai et le moment où la température atteint les $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ (i.e., jusqu'au critère de la première méthode). Cette seconde méthode, nommé « dT max avant Tseuil » a montré de meilleurs résultats.

Une illustration des détections obtenues par ces deux méthodes est montrée sur la Fig. 138.

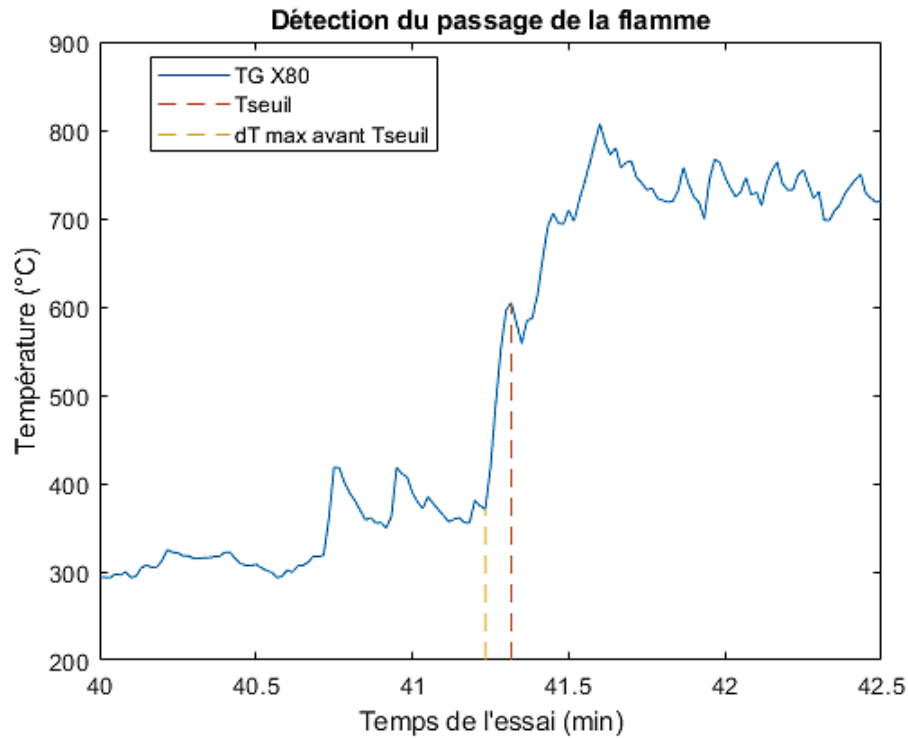


Fig. 138 : Méthodes de détection du passage de la flamme.

Ensuite, les passages de flamme ont été identifiés pour chaque thermocouple TG et par les deux méthodes développées. Les résultats obtenus sur tous les thermocouples sont illustrés sur la Fig. 139 pour un essai. Pour de nombreux essais, en particulier ceux réalisés avec le câble PE Bleu 1, il y a peu de différences entre les deux méthodes utilisées. Néanmoins, les passages détectés par la seconde méthode ont été plus cohérents avec les observations faites à l'aide des caméras. Cette dernière a donc été retenue pour détecter le passage de la flamme par les thermocouples.

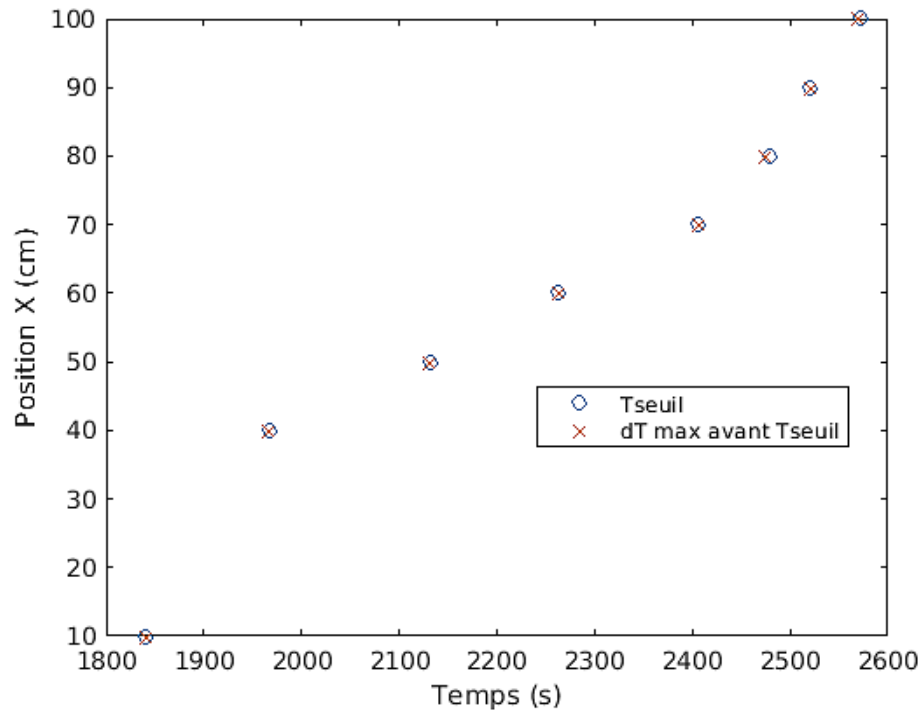


Fig. 139 : Profils de détection de la flamme par les thermocouples TG avec les deux méthodes.

Les lampes halogènes des panneaux rayonnants ne peuvent émettre à leurs extrémités qui sont des connecteurs. Les effets de bords qui en résultent (i.e. à $X < 40$ cm et $X > 120$ cm), impactent la dynamique de la propagation du feu car la température de préchauffage des câbles est donc plus faible aux extrémités des panneaux rayonnants (cf. Chapitre IV). Par conséquent, le domaine d'étude de la propagation est limité à la zone située entre 50 et 110 cm par rapport au début de la zone d'inflammation. Une régression linéaire, telle qu'illustrée sur la Fig. 140, est alors tracée pour ces points. La pente de la régression correspond alors à la vitesse moyenne de propagation déterminée par les mesures des thermocouples.

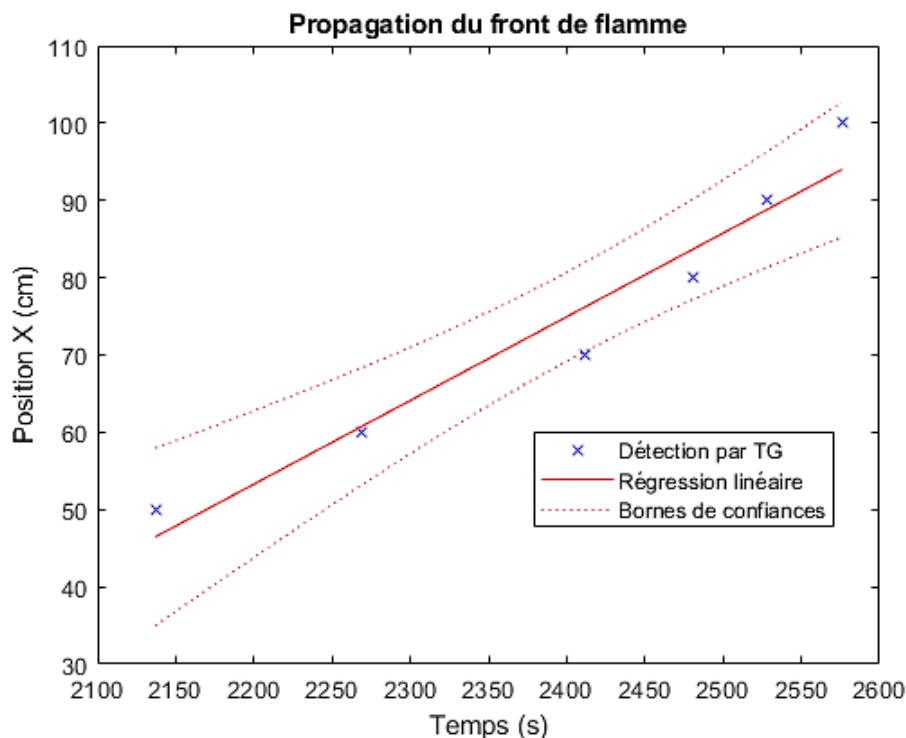


Fig. 140 : Régression linéaire des points de détection du passage de la flamme.

2. Mesure par analyse vidéo

a) Acquisitions vidéo

Les caméras de marque Basler, présentées dans le Chapitre IV, ont été utilisées pour déterminer le passage de la flamme. Pour rappel, le point de vue de la première caméra, appelée « Caméra ZI », permet d'observer toute la ZI et la première moitié de la ZP (i.e., de $X = 0$ à 80 cm tel que montré sur la capture (a) de la Fig. 141). La seconde caméra, appelée « Caméra ZP », permet d'observer la quasi-totalité de la ZP (i.e., de $X = 50$ à 140 cm tel que représenté sur la capture (b) de la Fig. 141).

L'acquisition des vidéos a été réalisée avec une fréquence de 30 images par seconde et au format RGB sur 8 bits (i.e. 256 niveaux d'intensité lumineuse). Ce format code l'image comme la somme des trois couleurs ; le rouge, le vert et le bleu.

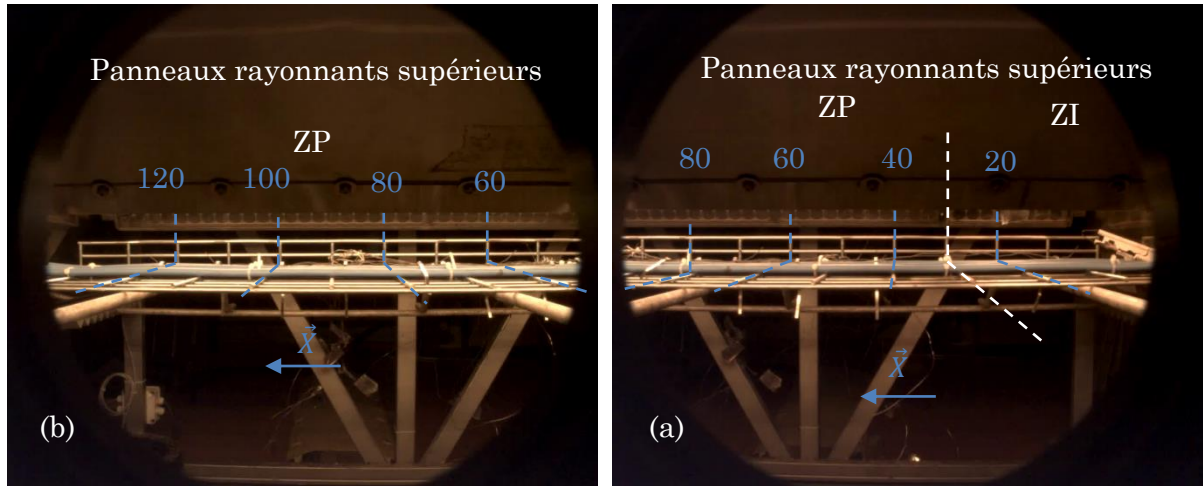


Fig. 141 : Captures de la « Caméra ZI » (a) et de la caméra « Caméra ZP » (b).

b) Détection de la position de la flamme sur une image

Dans une première approche pour détecter la position de la flamme, l'image de la vidéo a été convertie en niveaux de gris (i.e., les trois matrices RGB de l'image sont moyennées pour chaque pixel ce qui conduit à une seule matrice). Cependant, comme il est montré sur l'image de la Fig. 142a, l'émission des panneaux ainsi que le rayonnement réfléchi par les gaz de pyrolyse rendent impossible la détection de la présence de la flamme dans l'image. Cela se traduit par des profils d'intensité maximale qui saturé (cf. le graphique de la Fig. 142a). La détection des flammes, qui consiste à l'isoler des autres contributions lumineuses ou réfléchissantes, se fait en quatre étapes.

Tout d'abord, l'image initiale I_i à un instant t ainsi que l'image suivante I_{i+1} (i.e. au 1/30s suivant) sont chargées. La différence des deux images (i.e. $dI_i = I_{i+1} - I_i$) est calculée. Comme l'image résultante n'affiche que les pixels qui ont changé entre les deux images, tous les éléments statiques comme les panneaux rayonnants sont supprimés.

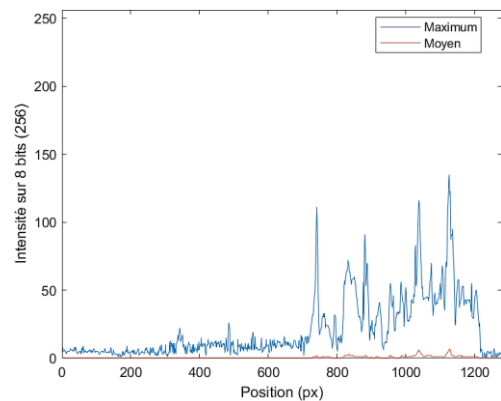
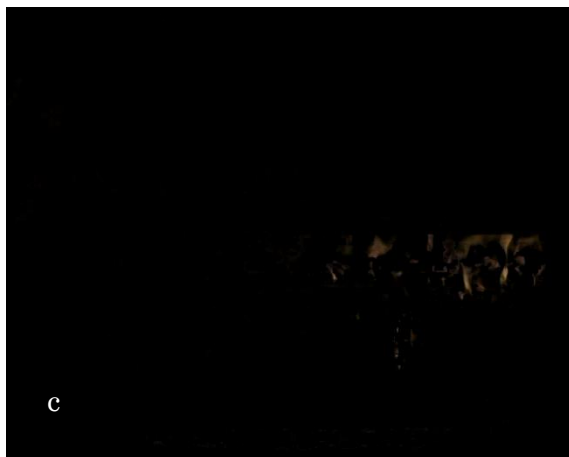
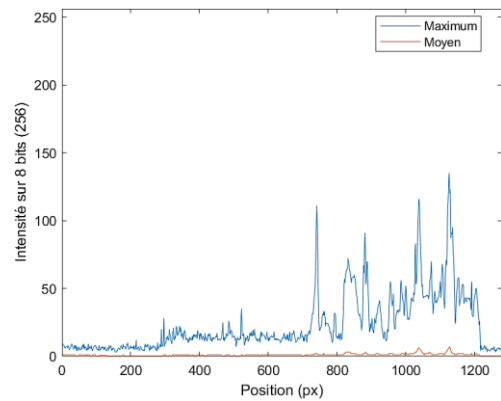
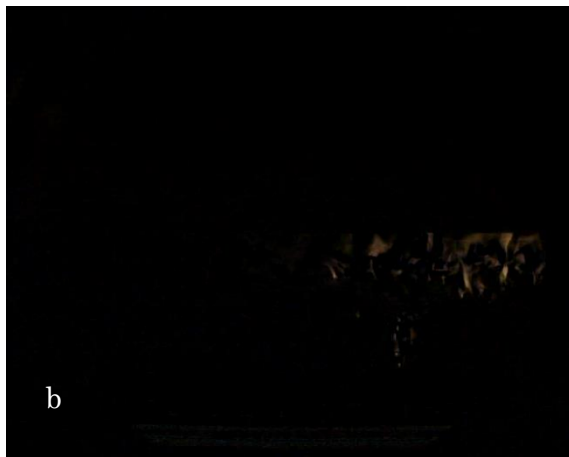
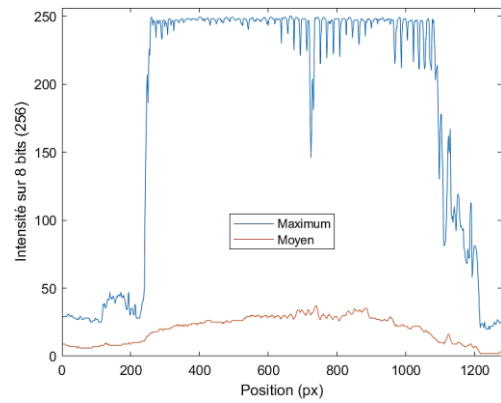
Pour isoler la flamme dans un traitement de l'image, Binti Zaidi *et al.* proposent sept règles pour filtrer les pixels dont deux au format RGB [108]. La première de ces règles consiste à valider les pixels dont le niveau de rouge (R) est plus grand que le niveau de vert (B) qui est plus grand que le niveau de bleu (B), comme défini par l'équation 73. Dans ce cas, l'image obtenue par différence d'images est ensuite filtrée en supprimant les pixels qui ne respectent pas cette inégalité.

$$R > G > B \quad (73)$$

Enfin, l'image résultante est contrastée pour permettre de faire ressortir les pixels attribués à la flamme et d'éliminer le bruit restant. Le front de flamme est ensuite détecté

lorsque le seuil du niveau d'intensité maximale de 16 sur 256 est atteint. Ce seuil a été imposé arbitrairement.

Pour illustrer, quatre images correspondant à chacune des étapes décrites précédemment et accompagnées des profils des intensités maximales et moyennes sont montrées sur les Fig. 142a-d respectivement. La détection est ensuite représentée par-dessus l'image initiale sur la Fig. 143.



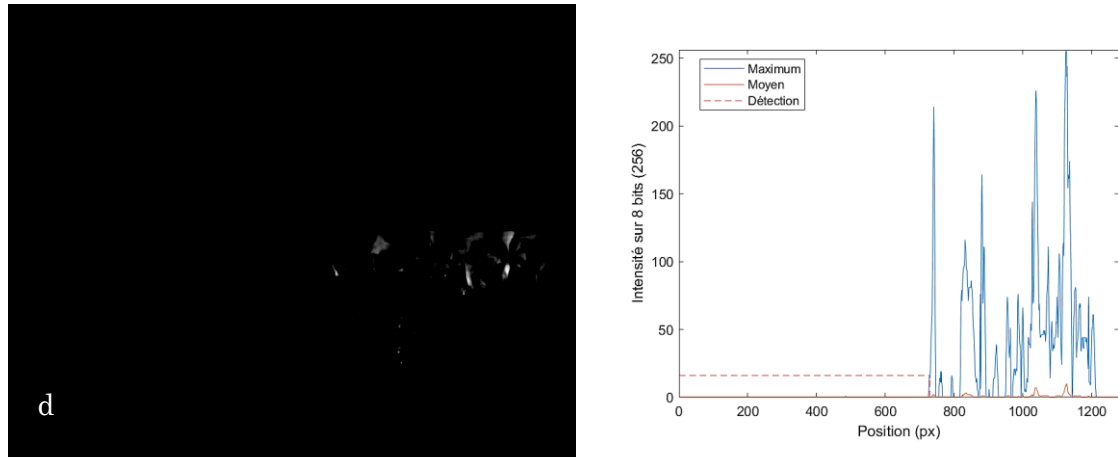


Fig. 142 : Captures et profils d'intensité lumineuse des quatre étapes de la détection du front de flamme : L'image initiale (a), la différence d'image (b), la différence d'image filtrée (c) et la différence d'image filtrée et contrastée (d).

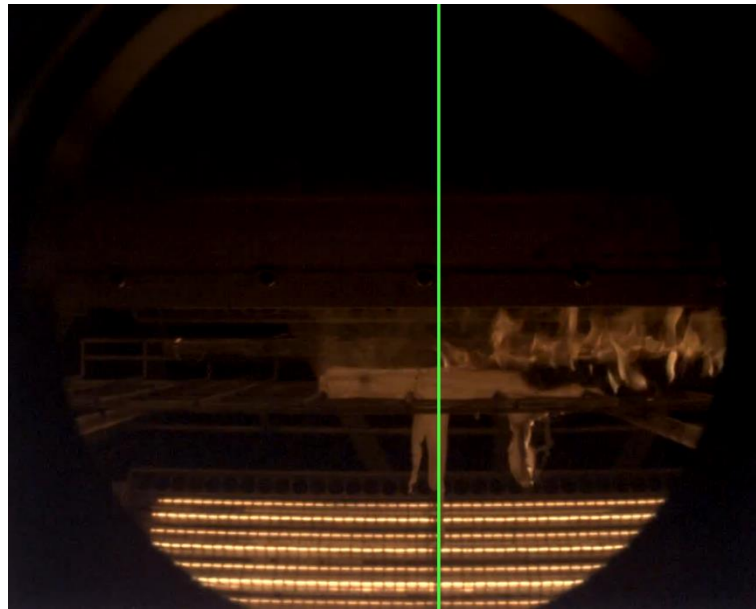


Fig. 143 : Image initiale avec la détection du front de flamme (trait vert vertical).

c) Exploitation d'une vidéo entière et mire

Par la suite, la méthode développée a été appliquée pour l'ensemble des vidéos de chaque essai. Cependant, compte tenu de la durée moyenne de 15 min des vidéos à analyser et de la fréquence d'acquisition de 30 images par seconde, le calcul a été fixé avec un pas de temps égal à 1 s entre les points de détection. Les positions détectées, en pixel, du front de flamme ont été ensuite converties en cm à l'aide du *cablofil* qui joue également le rôle de mire. Puis, la moyenne mobile sur 30 s est calculée pour chaque vidéo analysée. Le résultat, visible sur la Fig. 144, montre une légère oscillation de la position du front de flamme autour de la moyenne mobile. Ces fluctuations seraient notamment induites par les écoulements de l'air à proximité du chemin de câbles. Les quelques points aberrants

correspondent à la réflexion du rayonnement des panneaux par les gaz de pyrolyse, semblable à une flamme en termes de couleur.

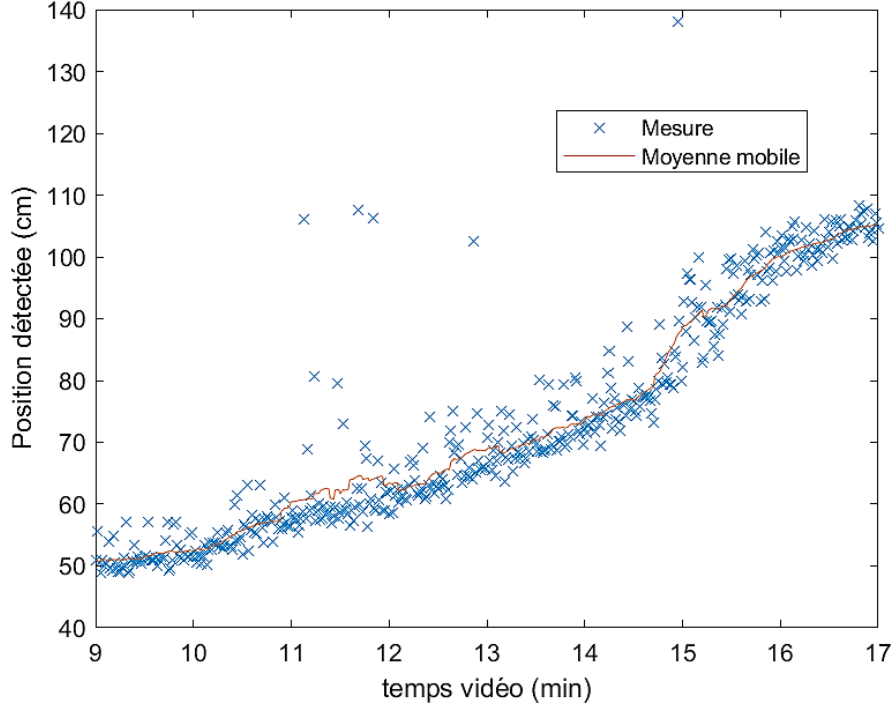


Fig. 144 : Exemple de détection de la position du front de flamme et sa moyenne mobile en fonction du temps pour une vidéo analysée.

d) Recouvrement des vidéos

Dans le cas où le front de flamme est visible sur les deux caméras en simultanément, la position est estimée par les deux vidéos. Les positions détectées pour chacune des vidéos, telles qu'illustrées sur la Fig. 145, se recouvrent bien. Le profil du front de flamme sur l'ensemble de l'essai est alors calculé par l'équation 74.

$$X_f(t) = \begin{cases} X_{ZI}(t), & t < t_{ZP,0} \\ \frac{t_{ZI,end} - t}{t_{ZI,end} - t_{ZP,0}} \times X_{ZI}(t) + \frac{t - t_{ZP,0}}{t_{ZI,end} - t_{ZP,0}} \times X_{ZP}(t), & t \in [t_{ZP,0}; t_{ZI,end}] \\ X_{ZP}(t), & t > t_{ZI,end} \end{cases} \quad (74)$$

avec X_f la position du front de flamme (m), X_{ZI} la position détectée par l'analyse de la vidéo en ZI (m), X_{ZP} la position détectée par l'analyse de la vidéo en ZP (m), $t_{ZP,0}$ l'instant où le front de flamme apparaît sur la vidéo ZP (s) et $t_{ZI,end}$ l'instant où le front de flamme disparaît sur la vidéo ZI (s).

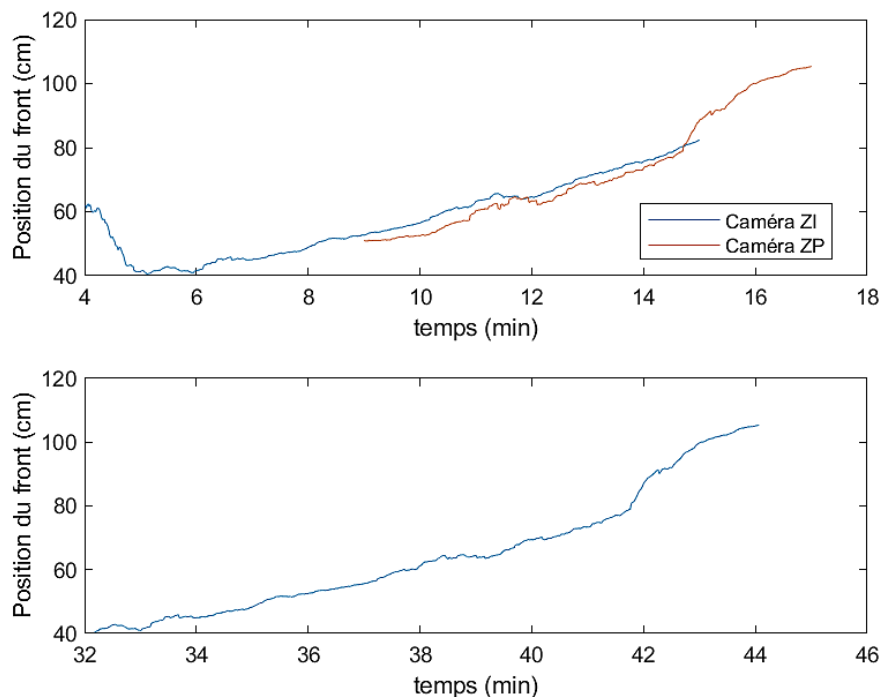


Fig. 145 : Profils de la position du front de flamme détecté par les deux caméras (figure supérieure) et profil reconstruit (figure inférieure).

3. Comparaison entre les deux méthodes de détection de la position du front de flamme

Deux méthodes différentes ont donc été développées dans ces travaux pour identifier la position du front de flamme au cours du temps. La première est basée sur les mesures de températures issues des thermocouples situés au-dessus du chemin de câbles tandis que la seconde, plus continue, a été développée à partir d'un traitement approfondi des vidéos. Les deux méthodes sont à présent comparées. Cependant, les mesures obtenues par ces deux méthodes ne sont pas synchronisées en temps. La position du front de flamme issue de la méthode basée sur les mesures des thermocouples, qui sont intégrés dans l'acquisition de l'essai, est synchronisée avec le déroulement de l'essai, ce qui n'est pas le cas des vidéos. Le profil temporel du front de flamme obtenu par l'analyse vidéo est alors recalé, pour faire correspondre au mieux le profil obtenu par les vidéos avec les points obtenus par les TC.

Le résultat obtenu, illustré pour un essai sur la Fig. 146, montre que les deux méthodes sont très cohérentes pour caractériser l'évolution temporelle de la position du front de flamme. Sur les 55 essais réalisés lors de la campagne, cet accord a été retrouvé dans 96 % des cas. La méthode est alors validée.

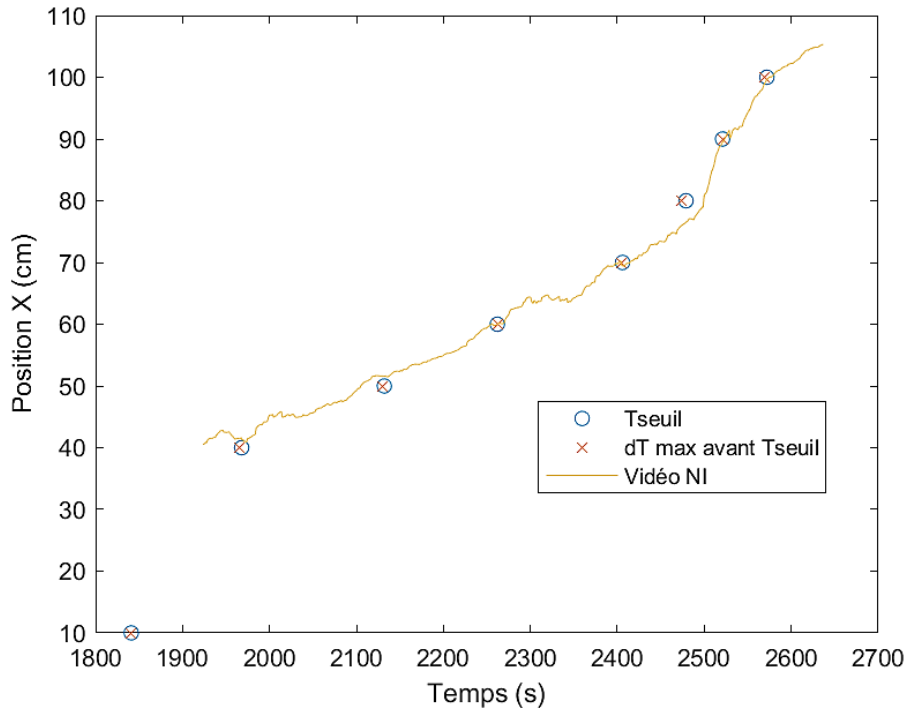


Fig. 146 : Points de détection du passage de la flamme par les thermocouples avec les deux méthodes et profil du front de flamme détecté par l'analyse vidéo.

E. Flux de chaleur émis par la flamme et reçu sur les câbles et longueur d'influence thermique

1. Rappel des définitions

Comme discuté lors de la présentation du modèle de propagation (cf. partie II.A), deux paramètres restent à déterminer : le flux de chaleur émis par le front de flamme se propageant le long du chemin de câbles et reçu par les câbles $\dot{q}_f''$ et la longueur d'influence thermique de la flamme $\delta_f = x_f - x_p$. Le schéma avec les variables utilisées dans le développement du modèle est montré sur la Fig. 147.

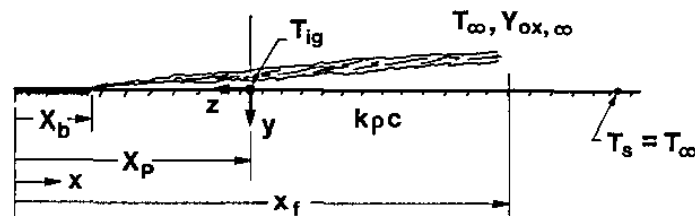


Fig. 147 : Schéma du modèle de propagation [50].

Dans le modèle, ces deux grandeurs sont définies en supposant que la flamme émet un flux constant sur la longueur exposée. Or, dans la réalité, le flux augmente au fur et à mesure que la flamme s'approche. Dans l'étude bibliographique, le flux de la flamme reçu sur les câbles, défini par De Ris selon l'équation 75 [85], s'exprime en partie sous forme exponentielle.

$$\dot{q}_f''(x) = \begin{cases} R_1 \cdot e^{(x/l_1)}, & x > x_p \\ R_2, & x < x_p \end{cases} \quad (75)$$

Pour correspondre au mieux à la définition du modèle, nous faisons l'hypothèse que le flux de chaleur émis par la flamme correspond à la moyenne de cette montée sous forme exponentielle sur la longueur d'influence thermique δ_f . Dans cette partie, plusieurs définitions de cette longueur sont discutées.

2. Flux de chaleur émis par les panneaux rayonnants

Le flux de chaleur de la flamme a été mesuré à l'aide du fluxmètre installé en bout de chemin de câbles (cf. Fig. 113). Cependant, du fait de son orientation, le flux mesuré correspond à la contribution de la flamme et des panneaux rayonnants. Néanmoins, dans la procédure des essais (cf. partie III.B), le flux émis par les panneaux est figé lorsque la flamme atteint la position $X = 70$ cm (i.e., 30 cm avant d'atteindre le fluxmètre). Il en résulte une stabilisation du flux de chaleur émis par les panneaux.

Grâce au profil de propagation de la flamme déterminé à l'aide des vidéos, l'instant de passage de la flamme à 70 cm est relevé. A cet instant, le flux mesuré correspond alors uniquement à la contribution des panneaux. Le flux de chaleur de la flamme est alors calculé aisément par différence entre la mesure globale du flux et la contribution constante des panneaux. Le résultat est illustré sur la Fig. 148. Deux pics correspondant aux deux fronts de flamme sont visibles. Ce second front de flamme est discuté plus loin dans le chapitre. Pour le moment, seul le premier pic est analysé.

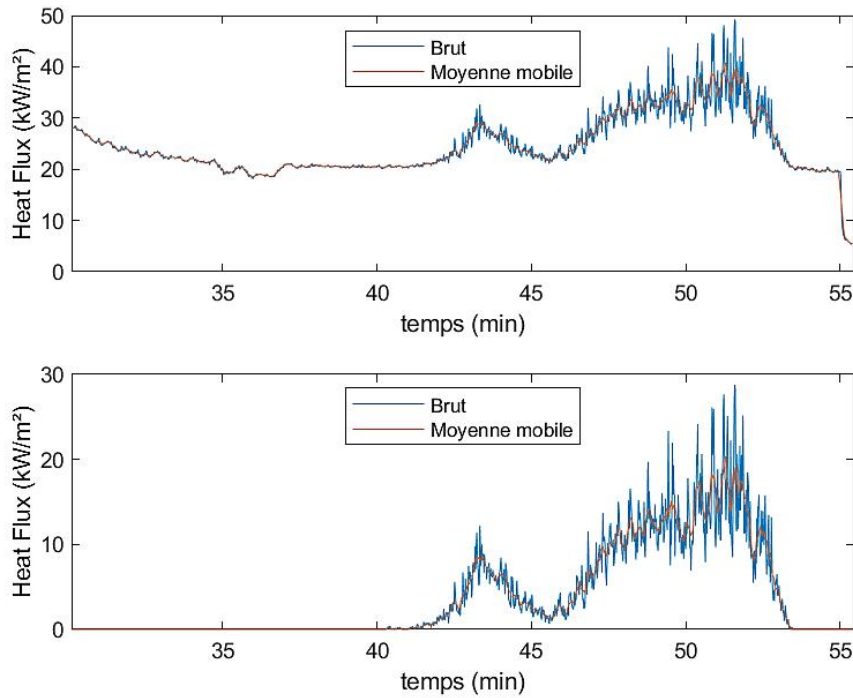


Fig. 148 : Flux de chaleur total (contribution des panneaux et du front de flamme) mesuré par le fluxmètre (graphe supérieur) et le flux de chaleur émis par la flamme (graphe inférieur).

3. Intervalle d'étude et méthodes utilisées

Pour déterminer le flux de chaleur de la flamme $\dot{q}_f''$ ainsi que la longueur d'influence δ_f , le domaine d'étude de $\dot{q}_f''$ doit être clairement identifié.

Précédemment, lors du rappel (cf. partie III.A), ce flux était défini au voisinage de la flamme précédent son passage. Dans ce cas, l'instant d'arrivée de la flamme au fluxmètre définit la fin du domaine d'étude. Pour identifier cet instant, les profils issus de l'analyse vidéo sont alors exploités. La borne temporelle supérieure du domaine est déterminée lorsque la flamme atteint $X = 102$ cm, c'est-à-dire la position du fluxmètre dans le chemin de câbles.

En revanche, pour la borne temporelle inférieure du domaine d'étude, deux méthodes différentes sont proposées. La première, nommé « Montée », considère que le flux émis par la flamme chauffe le chemin de câbles à une position donnée jusqu'à l'arrivée de flamme à cette position. Comme cette montée est de forme exponentielle, le début de la montée (i.e. le début d'influence thermique de la flamme à une position donnée) a été défini comme la position atteinte lorsque le flux mesuré est égal à 5% du pic du flux. On suppose que le pic du flux de chaleur reçu est atteint à l'arrivée de la flamme sur la position considérée (i.e. à $X = 102$ cm).

Une seconde méthode, nommée « Avec CHF » considère que le flux de la flamme présent dans le modèle est en réalité un flux de chaleur net défini par l'équation 76. Le flux critique

complémentaire, noté CHF_c , correspond aux pertes de chaleur supplémentaires qui se produisent lorsque les câbles subissent l'influence thermique du front de flamme jusqu'à leur inflammation. CHF_c est défini par l'équation 77. Dans cette méthode, la borne inférieure du domaine d'étude est alors déterminée lorsque le flux mesuré est supérieur aux pertes CHF_c .

$$\dot{q}_{f,net}'' = \dot{q}_f'' - CHF_c \quad (76)$$

$$\begin{aligned} CHF_c &= CHF - CHF_s = h \cdot (T_{ig} - T_0) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_{ig}^4 - (h \cdot (T_s - T_0) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_s^4) \\ &= h \cdot (T_{ig} - T_s) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{ig}^4 - T_s^4) \end{aligned} \quad (77)$$

Les domaines d'études de ces deux méthodes sont représentés sur la Fig. 149. Cette figure identifie les bornes temporelles inférieures des domaines d'études considérées par les deux méthodes ainsi que la borne temporelle supérieure (identique pour les deux méthodes). La seconde méthode a un intervalle plus court dans le temps, néanmoins le flux de chaleur moyen $\dot{q}_f''$ est plus important.

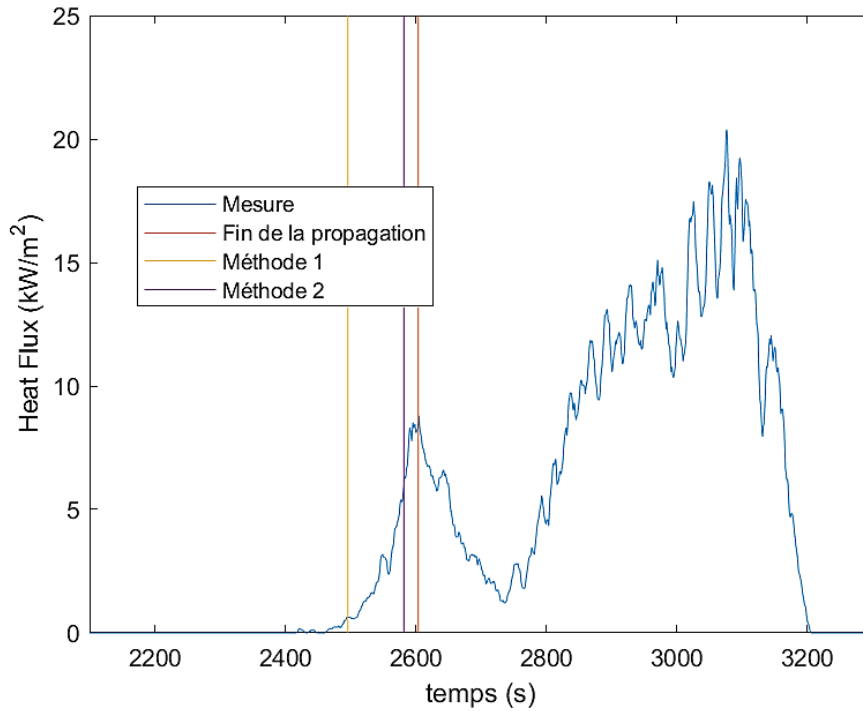


Fig. 149 : Domaine d'étude du calcul du flux de flamme et de la longueur d'influence de la flamme.

4. Résultats sur le flux de chaleur et la longueur d'influence

Les deux méthodes ont été appliquées pour chaque essai avec le fluxmètre installé. Les résultats ont ensuite été moyennés sur l'ensemble de ces essais puis reportés dans le Tableau 32. Les valeurs obtenues varient d'une méthode à une autre. C'est pourquoi et dans un premier temps, toutes les valeurs seront considérées pour l'application du modèle.

Tableau 32 : Résultats du flux de chaleur émis par la flamme arrivant sur le chemin de câbles et de la longueur d'influence de la flamme pour les câbles PE Bleu 1 et PVC Blanc avec les deux méthodes proposées.

Méthode	Grandeur	PE Bleu 1	PVC Blanc
1 : Montée	$\dot{q}_f''$ (kW/m ²)	2,2	2,2
	δ_f (mm)	265	253
2 : Avec CHF	$\dot{q}_f''$ (kW/m ²)	4,6	3,7
	δ_f (mm)	19	155

F. Vitesse de propagation et température de préchauffage

1. Résultats expérimentaux et corrélations

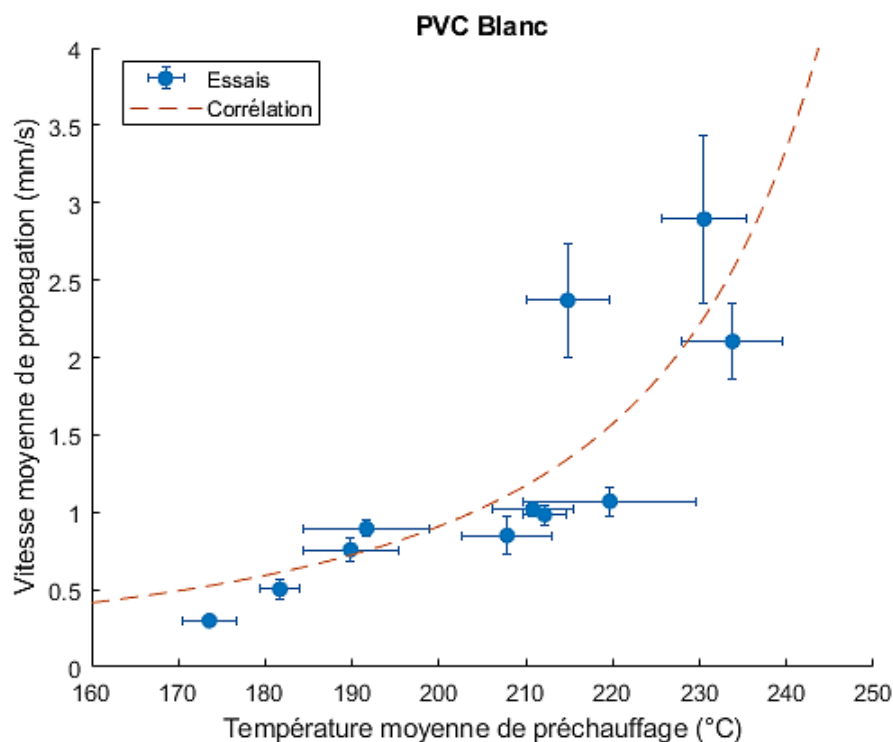
Après avoir exploité les résultats de chaque essai de la campagne, les grandeurs caractéristiques telles que la vitesse moyenne de propagation, la température moyenne de préchauffage, le délai d'inflammation et le flux de la flamme arrivant sur les câbles sont toutes renseignées dans une base de données. A partir de cette base, il est possible de tracer l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage. Une corrélation de type hyperbolique, comme le modèle de propagation, est proposée pour chaque câble, selon l'équation 78.

$$V(T) = \frac{A}{(B - T)^2} \quad (78)$$

Les résultats expérimentaux ainsi que les corrélations proposées sont montrés sur la Fig. 150 tandis que les valeurs des coefficients A et B pour les corrélations sont reportées dans le Tableau 33. Les barres d'erreurs représentées sur les figures correspondent aux erreurs standards calculés prenant en compte des dispersions de la température et de la vitesse pour chaque essai. Par analogie avec le modèle de propagation, on en déduit que le coefficient B déterminé correspond à la température d'inflammation. La valeur obtenue sur le câble PE Bleu 1 correspond à la température mesurée au cône calorimètre (cf. Chapitre III). Néanmoins, pour le câble PVC Blanc, la valeur obtenue ne correspond pas à celle déterminée lors des essais à petite échelle (i.e. 325 °C, la température d'inflammation équivalente déterminée). En effet, il a été constaté lors des essais de propagation sur le dispositif CISCCO que la formation de char sur les câbles était moins

importante avant inflammation (dans la zone propagation) que sous cône calorimètre. Par conséquent, la température d'inflammation des câbles PVC pourrait être moins élevée dans la zone de propagation du dispositif CISCCO que la température moyenne équivalente d'inflammation (cf. Chapitre III) qui prend en compte l'effet du char qui retarde l'inflammation notamment sous cône calorimètre.

Par ailleurs, les valeurs obtenues lors des essais de propagation à petite échelle, avec l'aide d'un épiradiateur (cf. Chapitre III), sont cohérentes avec celles obtenus lors de cette campagne pour le câble PVC Blanc. Ce qui n'est pas le cas pour le câble PE Bleu 1.



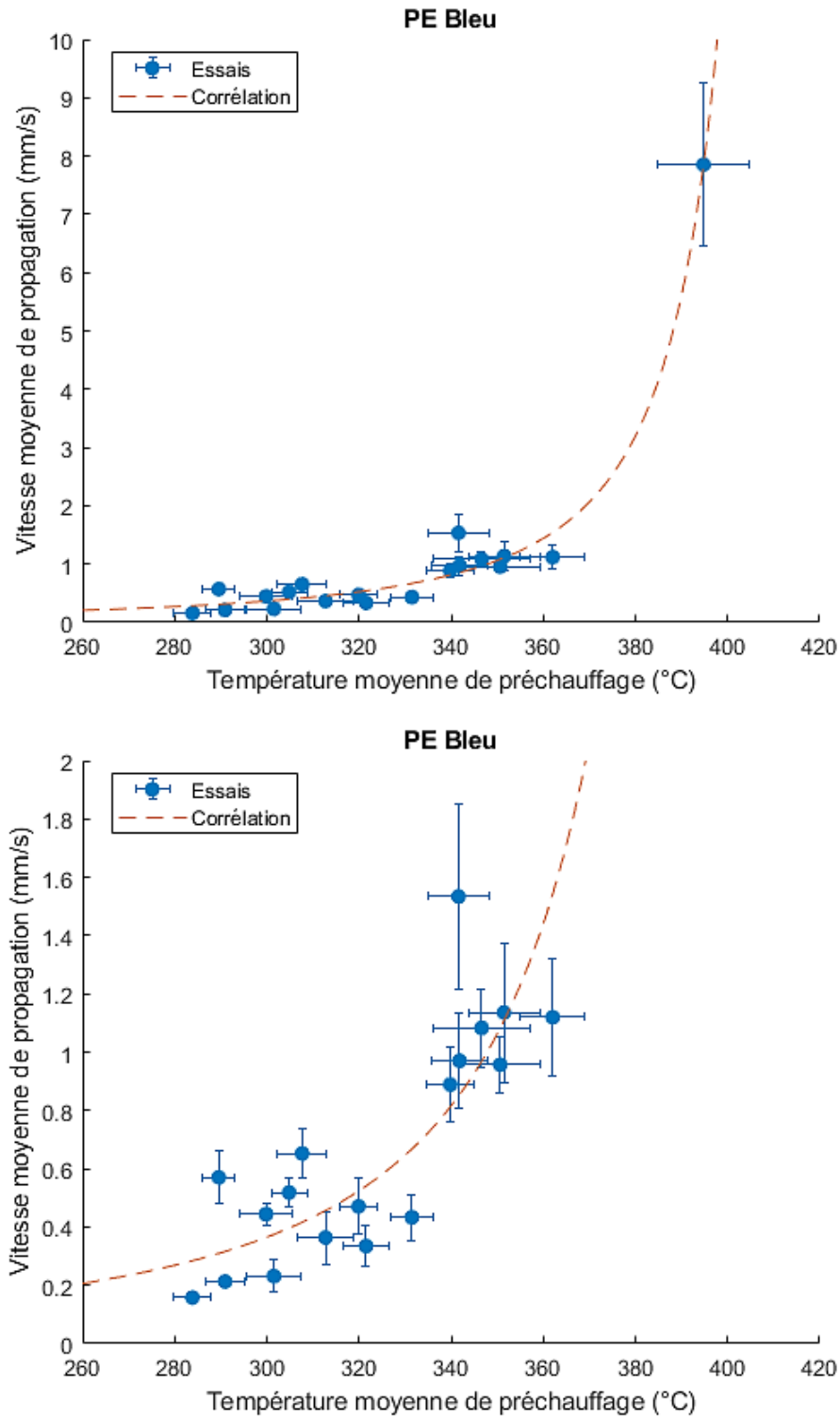


Fig. 150 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PVC Blanc (figure supérieure) et le câble PE Bleu 1 (figures médiane et inférieure, la seconde est un zoom de la première).
Points : Données expérimentales ; Courbe en pointillé : Corrélation.

Tableau 33 : Constantes déterminées des corrélations donnant la vitesse de propagation du front de flamme en fonction de la température de préchauffage des câbles.

Câble	$A (m.s^{-1}.^{\circ}C^{-2})$	$B (^{\circ}C)$
<i>PVC Blanc</i>	6,335	283,5
<i>PE Bleu 1</i>	5,334	420,9

Concernant les écarts sur les températures de préchauffage, elles sont déterminées à partir des mesures des thermocouples TS à la fin de la phase de préchauffage. Cependant, pour certains essais, le nombre de mesures validées par les thermocouples dans la gaine peut être très limité et par conséquent les valeurs calculées de l'écart à la moyenne de la température de préchauffage peuvent alors être importantes.

Les écarts sur les vitesses, quant à eux, correspondent à l'erreur standard calculé de la pente et augmente avec la température de préchauffage. Cela est dû à des accélérations/décélérations qui peuvent apparaître lorsque la température de préchauffage avoisine la température d'inflammation. Pour rappel, le maximum du flux de chaleur émis par les panneaux est localisé au centre de la ZP (i.e. à $X = 85$ cm). En réalité, pour ces essais il apparait deux comportements de propagation qui peuvent être modélisés par deux régressions linéaires au lieu d'une seule, comme illustrée sur la Fig. 151. Dans ce cas, et pour chaque régime, la variation de la vitesse est faible. Cela étant, la variation de la vitesse entre les deux régimes est, elle, importante, comme il est montré dans le Tableau 34. Ce qui explique les écarts visibles sur la Fig. 150 et montre une des limites de cette méthode.

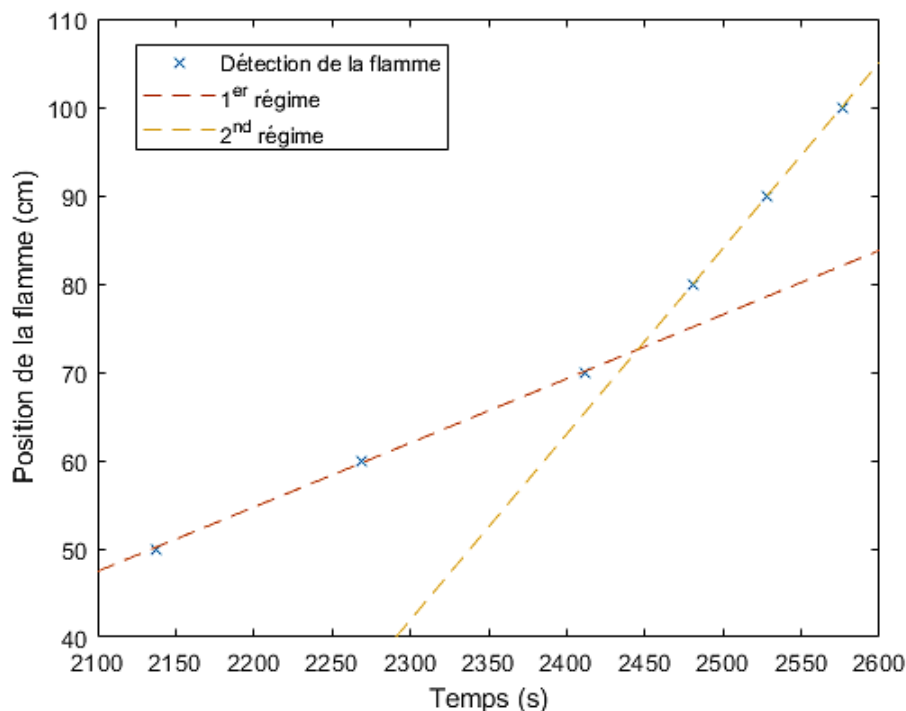


Fig. 151 : Passage du front de flamme et modélisation des deux régimes de propagation par régressions linéaires.

Tableau 34 : Vitesse de propagation déterminée en fonction du domaine d'étude choisi pour les hautes températures de préchauffage.

Domaine d'étude	Tous les points	$X \leq 70$ cm	$X > 70$ cm
Vitesse calculée	$1,08 \pm 0,14$ mm/s	$0,73 \pm 0,02$ mm/s	$2,11 \pm 0,01$ mm/s

2. Application du modèle de propagation

Toutes les grandeurs présentes dans le modèle de propagation de Quintiere ont été mesurées ou estimées.

A présent, les données expérimentales vont être confrontées aux vitesses calculées à l'aide du modèle. Pour le câble PVC Blanc, aucun char n'a été observé lors de la phase de préchauffage et très peu lors de la propagation. La température d'inflammation considérée est égale à la valeur du coefficient B déterminée précédemment (i.e. 285 °C) au lieu de la valeur déterminée lors des essais à petite échelle (cône calorimètre) avec la présence importante de char avant inflammation (i.e., 325 °C). Les résultats obtenus pour ce câble, présentés sur la Fig. 152, montrent un bon accord entre les données expérimentales et les valeurs issues du modèle en utilisant la méthode « Avec CHF », la seconde, pour estimer $\dot{q}_f''$ et δ_f . Ainsi, il semblerait que la longueur thermique de préchauffage δ_f soit plus importante que les valeurs proposées dans la littérature. Les valeurs du flux de chaleur, quant à eux, sont bien plus faibles.

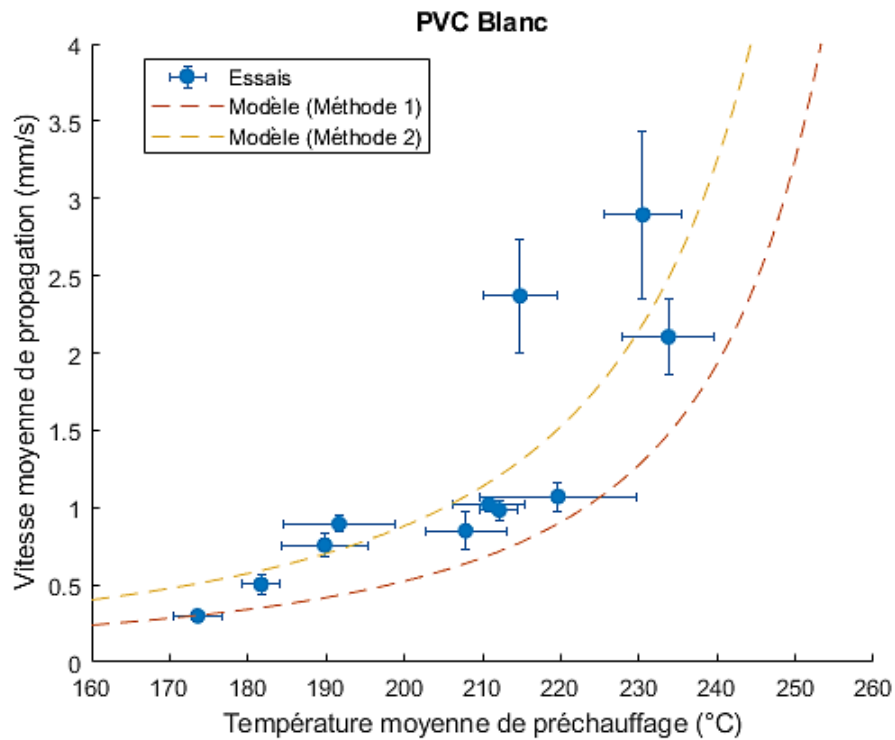


Fig. 152 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PVC Blanc.

Pour le cas des câbles PE Bleu 1, montré sur la Fig. 153, les vitesses calculées ne correspondent pas aux valeurs déterminées par les essais, quelle que soit la méthode utilisée pour déterminer le flux et la longueur d'influence thermique.

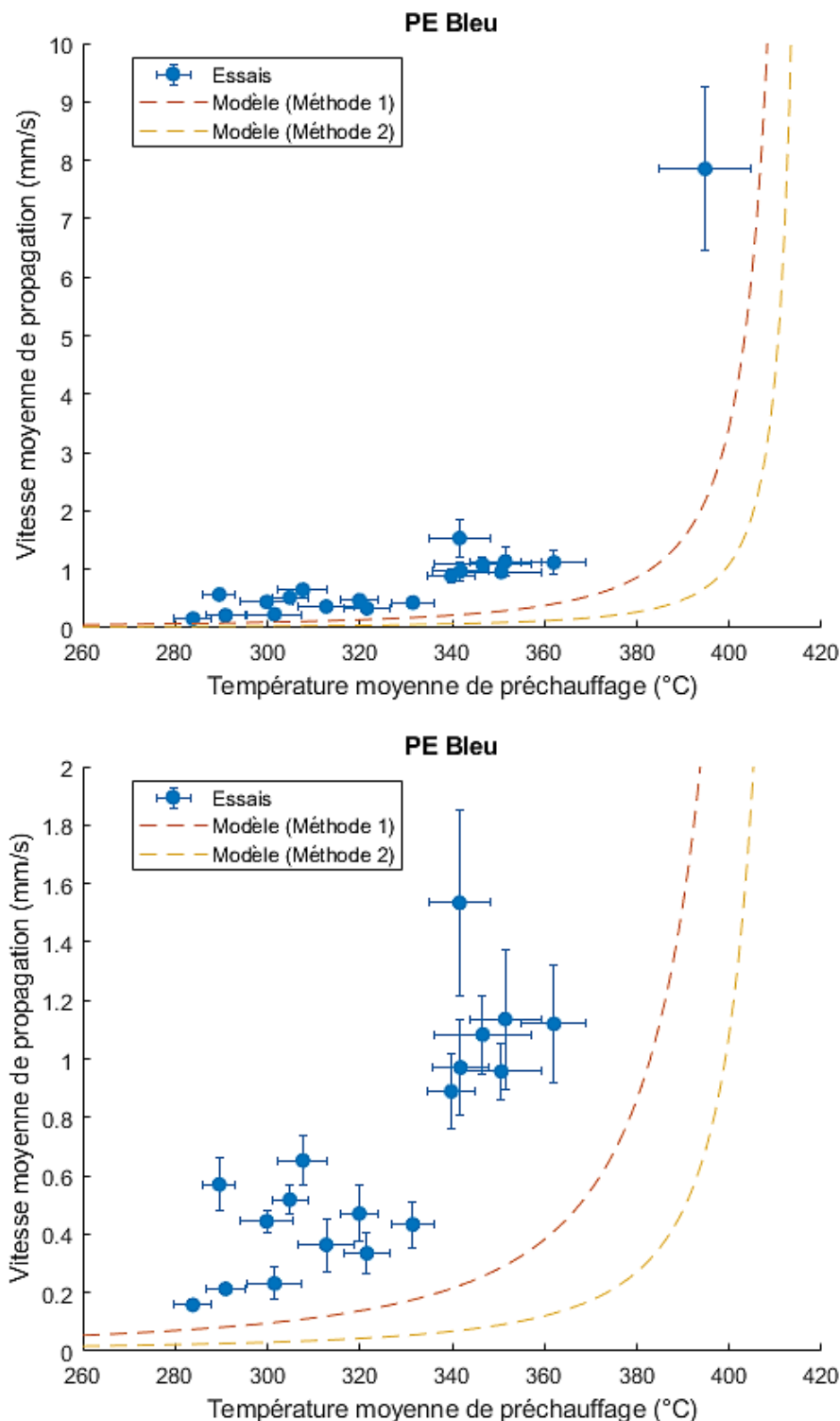


Fig. 153 : Vitesse de propagation en fonction de la température de préchauffage pour le câble PE Bleu 1 avec tous les points représentés (haut) et seulement avec les points à faibles vitesses (bas).

Un élément de réponse peut être trouvé dans la nature même du câble. En effet, lors du Chapitre III sur les essais à petite échelle, les courbes d'ATG et de PCFC de ce câble avaient montré que le premier pic de dégradation était principalement dû à la dégradation de l'ATH, le retardateur de flamme non halogéné (une petite partie plus faible est due à

la désacétylation de l'EVA). Or, les conditions de préchauffage imposées aux câbles sont suffisantes pour dégrader de manière importante l'ATH présent dans la gaine du câble.

A cet effet, des échantillons de câbles PE Bleu 1 ont été préchauffés dans des conditions similaire aux essais. Les câbles sont préchauffés progressivement sur 30 min jusqu'à une température de consigne. Sur deux de ces échantillons, une isotherme été rajoutée pour simuler l'effet du délai dans la propagation de la flamme. Les noms de ces échantillons ainsi que leur condition de préchauffage sont répertoriés dans le Tableau 35.

Tableau 35 : Echantillons de câble PE Bleu 1 préchauffés pour analyses.

Nom	Température	Isotherme	Photographie
<i>E0</i>	Ambiant	Aucun	
<i>A1</i>	300 °C	Aucun	
<i>A2</i>	300 °C	15 min	
<i>B1</i>	350 °C	Aucun	
<i>B2</i>	350 °C	5 min	

Des mesures d'ATG ont été réalisées sur ces échantillons. Les résultats, visible sur la Fig. 154, démontrent que le premier pic de dégradation, celui de l'ATH, a drastiquement diminué. Cela signifie que l'ATH a libéré une partie de son eau lors du préchauffage et de

ce fait perdu une partie de son pouvoir ignifugeant (action endothermique et effet diluant). Par ailleurs, les paramètres thermophysiques de la gaine, appliqués dans le modèle, ont dû évoluer. L'application en l'état du modèle pose donc un problème en particulier pour ce type de câbles.

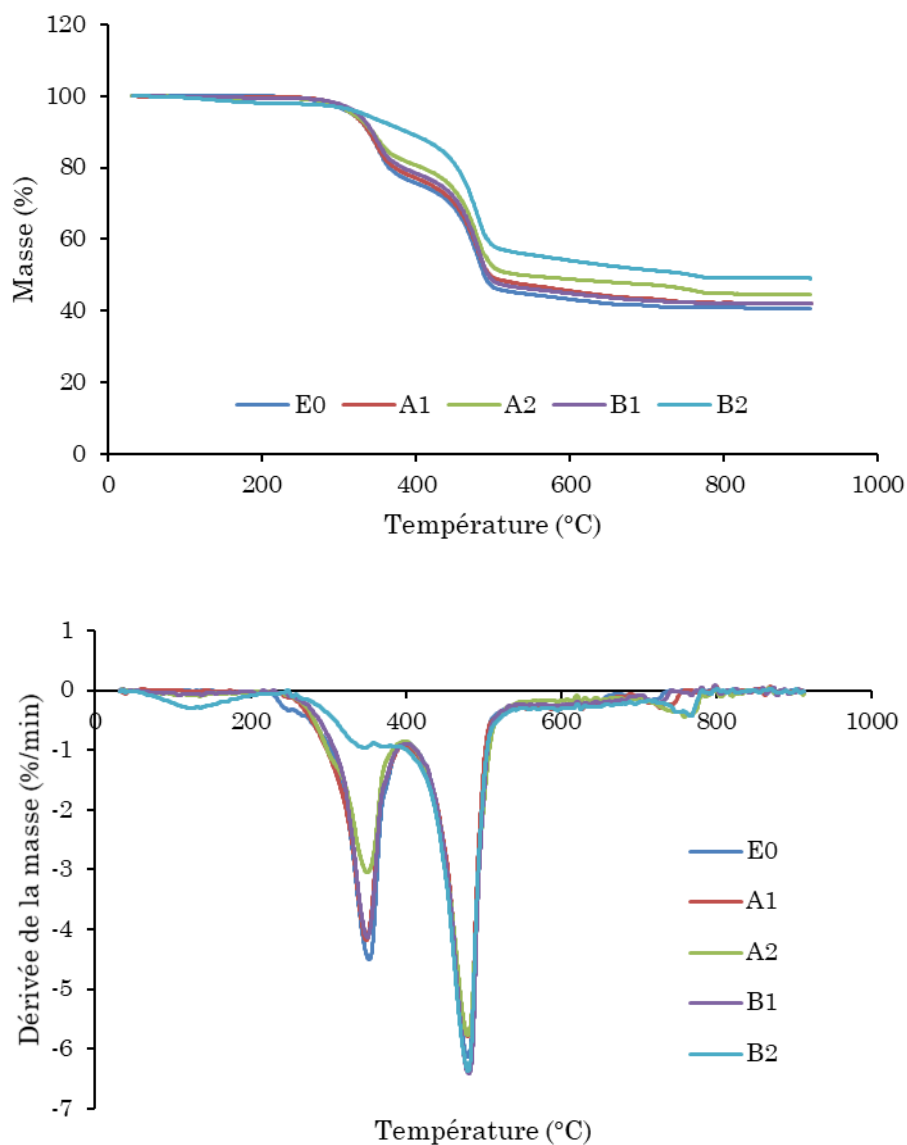


Fig. 154 : Courbes d'ATG des échantillons de câbles préchauffés pour la masse (supérieur) et la dérivée de la masse (inférieur).

Durant la campagne, l'une des difficultés a été de déterminer l'intervalle d'étude pour la température de préchauffage. En effet, il a été constaté que pour le câble PE Bleu 1, aucune propagation n'avait été observée lors des essais avec une température de préchauffage inférieure à 270 °C. De même, pour le câble PVC Blanc, cette température critique expérimentale a été déterminée à 170 °C. L'application du modèle, quelle que soit

la méthode utilisée pour caractériser le flux de la flamme, ne présente aucune température critique.

Enfin, un second front de flamme, mentionné lors de la partie E.2 et visible sur la Fig. 149, a été observé lors de certains essais, tel qu'illustré sur la Fig. 155. Celui-ci apparaît lorsqu'un premier front de flamme accélère et se détache du reste de la flamme. Même si ce second front de flamme n'a pas été caractérisé lors de cette étude, une hypothèse est proposée pour expliquer ce phénomène. La propagation du premier front de flamme serait pilotée par la production des gaz combustibles issus de la dégradation des gaines externes qui sont les premières exposées au stress thermique. Plus tardivement, lorsque les gaines internes se dégradent à leur tour, les gaz de pyrolyse produits peuvent contribuer à alimenter un second front de flamme qui suivra le premier. Un phénomène semblable avait été observée lors des travaux précédents sur l'étude de l'inflammation de ces câbles à petite échelle [33]. Dans cette étude, la puissance dégagée mesurée lors des essais au cône calorimètre et montrée par la Fig. 156, atteignait un premier pic qui diminuait rapidement puis présentait un second pic, souvent plus important. Les deux pics étaient identifiés comme étant la contribution des gaines externes puis des éléments internes. Par analogie, dans le cadre d'un essai de propagation sur le dispositif CISCCO, les deux pics de débit calorifique séparés dans le temps (Fig. 156) pourraient conduire à deux fronts de flamme séparés dans l'espace (Fig. 157).

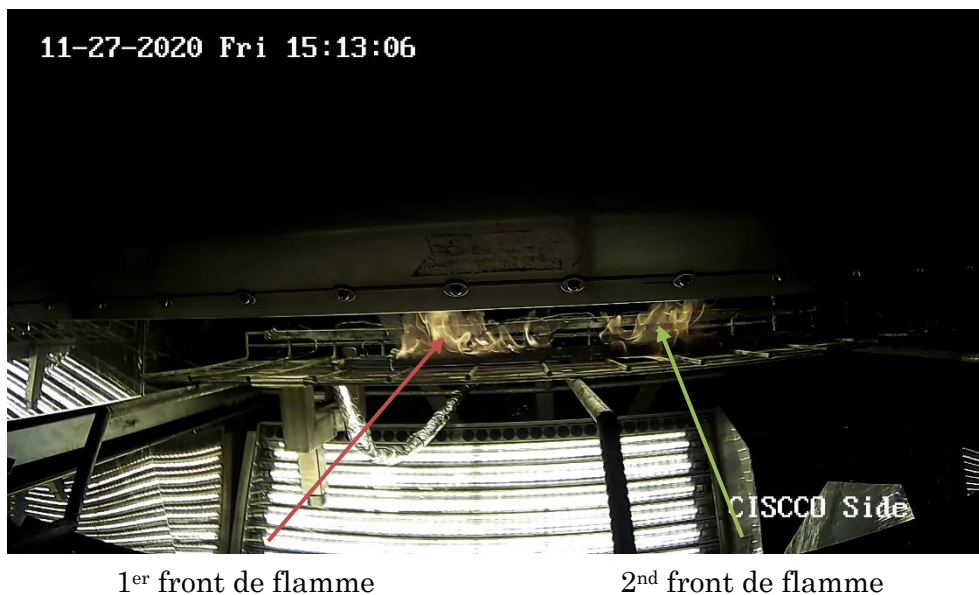


Fig. 155 : Capture issue d'une vidéo enregistrée lors d'un essai avec l'apparition d'un second front de flamme.

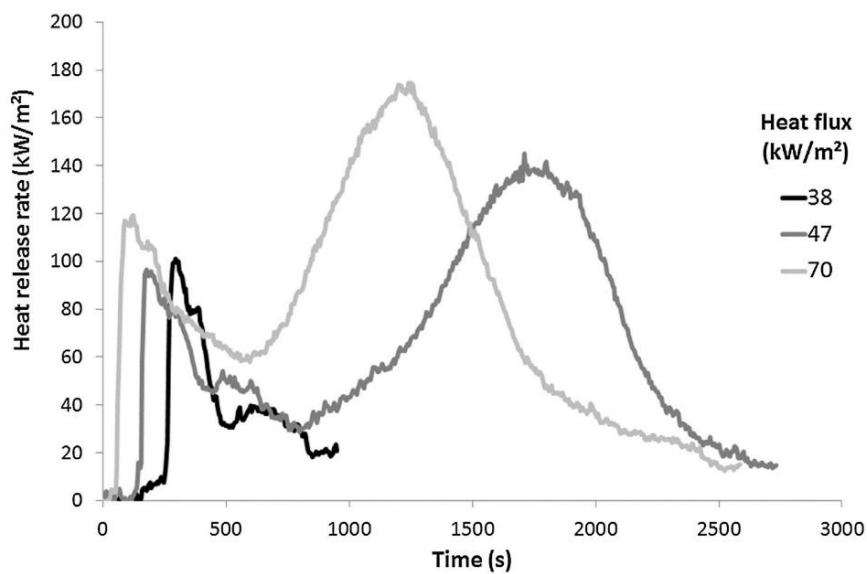


Fig. 156 : Puissance dégagée par le câble PE Bleu 1 au cône calorimètre avec les deux pics de débit calorifique [33].

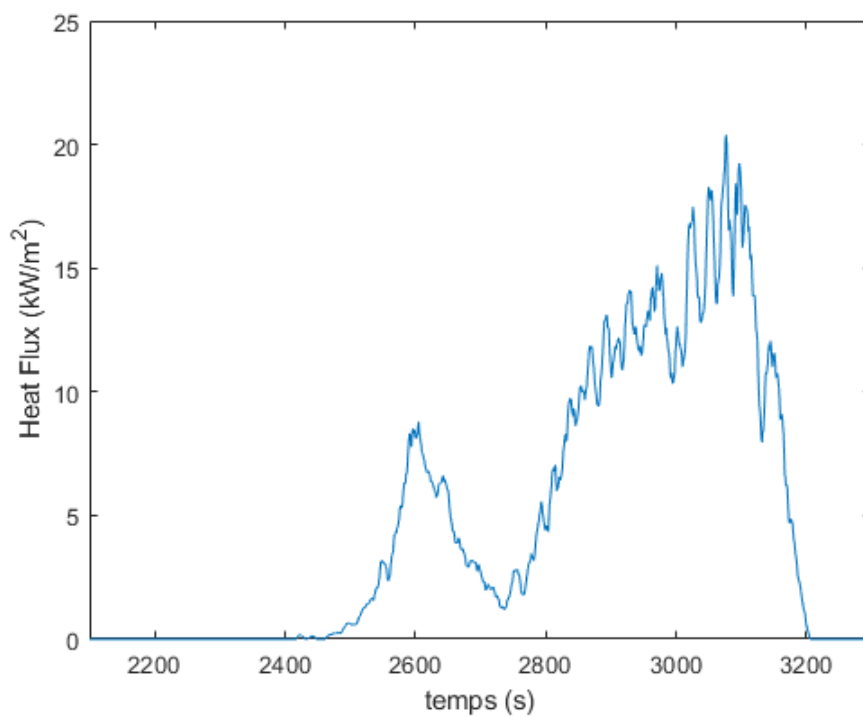


Fig. 157 : Flux de chaleur émis par la flamme et reçu par les câbles avec les deux pics correspondants aux deux fronts de propagation.

G. Conclusion sur l'étude de la propagation de la flamme sur des câbles électriques à moyenne échelle

La seconde campagne expérimentale sur le dispositif CISCCO a eu pour objet l'étude de la propagation du feu sur un chemin de câbles réel. Lors de cette étude, plusieurs paramètres impactant notablement la propagation du feu ont été étudiés en détail à l'aide de la métrologie mise en place lors des essais. Les résultats de cette campagne ont permis d'établir pour chacun des deux types de câbles considérés des corrélations donnant la vitesse de propagation du front de flamme en fonction de la température de préchauffage des câbles. De plus, les résultats expérimentaux ont été comparés aux prédictions du modèle de propagation de Quintiere. Les résultats sont cohérents pour le câble PVC étudié, ce qui n'est pas le cas pour le câble PE/EVA/ATH considéré. La dégradation importante de l'ATH (retardateur de flamme sans halogène) avant inflammation contribuerait notamment à expliquer le désaccord entre les résultats expérimentaux et le modèle pour ce type de câble. Pour de futures études, il serait intéressant d'étudier l'effet de ce temps de préchauffage à température de préchauffage équivalente sur la dégradation de l'ATH et la propagation du front de flamme. Néanmoins, certains essais réalisés avec un préchauffage de 15 min, au lieu de 30, n'avaient pu montrer de propagation tandis que, à l'inverse, des essais avec un préchauffage de 45 min ont montré une propagation « instantanée » (i.e. les gaz combustibles étaient en excès et la vitesse de propagation n'était dépendante que du temps de réaction chimique). Le choix de la durée reste à déterminer.

Dans l'étude qui a été menée dans cette thèse, la largeur de la nappe de câbles a été fixée à 10 cm. Or, un essai complémentaire et exploratoire a été réalisé avec une largeur de nappe de câbles de 20 cm, tel que montré sur la Fig. 158. Cet essai a montré que l'augmentation de la largeur permettait d'obtenir une hauteur de flamme plus grande et donc une vitesse plus importante. A titre de comparaison, les résultats obtenus de deux essais réalisés à 10 et 20 cm ont été synthétisés dans le Tableau 36. L'arrangement des câbles est aussi un paramètre important à étudier lors des travaux. Enfin, l'effet de l'inclinaison du chemin de câbles sur la propagation du feu constitue aussi un futur axe d'investigation à privilégier.

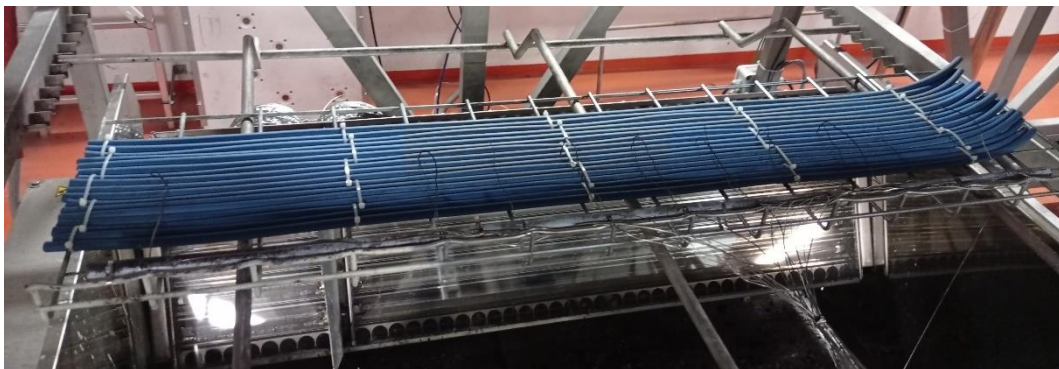




Fig. 158 : Chemins de câbles de PE Bleu 1 avec une largeur de nappe de 20 cm avant (photo supérieure) et pendant (capture inférieure) l'essai.

Tableau 36 : Résultat préliminaire de l'effet de la largeur sur la vitesse de propagation de la flamme.

<i>Nom essai</i>	Câble	Largeur	Préchauffage	Vitesse
20_09_02 (2)	PE Bleu 1	10 cm	331 °C	0,43 mm/s
20_09_04 (3)	PE Bleu 1	20 cm	334 °C	0,86 mm/s

IV. Conclusion

Ce chapitre a présenté en détail les deux campagnes expérimentales d'inflammation et de propagation qui ont été réalisées sur le nouveau dispositif CISCCO.

La première campagne portait sur l'étude de l'inflammation des câbles électriques à moyenne échelle. Les résultats obtenus sur les trois câbles, comparés à ceux du cône calorimètre, ont permis de mettre en lumière l'effet du coefficient d'absorption des gaines sur l'inflammation. Une fois cet effet mesuré et pris en compte, les délais d'inflammation mesurés au cône calorimètre et sur le dispositif CISCCO montrent un bon accord avec les délais calculés par le modèle de Quintiere. Ce modèle est donc capable de prédire l'inflammation de câbles électriques à petite et moyenne échelles.

La seconde campagne d'essais a concerné l'étude de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques. Deux types de câble, un câble PVC et un PE/EVA/ATH, ont été étudiés lors des essais de propagation. Plusieurs grandeurs impactant notablement la propagation du feu ont pu être caractérisées ; la température de préchauffage des câbles, le flux de chaleur émis par la flamme et reçu sur les câbles, la longueur d'influence thermique de la flamme ainsi que la position du front de flamme. Cette dernière grandeur a fait l'objet de caractérisations détaillées qui ont été réalisées grâce à deux méthodes

basées l'une sur les mesures des températures de gaines et la deuxième sur le traitement approfondi des vidéos. Ces deux méthodes ont montré des résultats très cohérents.

Les résultats de cette campagne ont permis d'établir pour chacun des deux types de câbles considérés des corrélations donnant la vitesse de propagation du front de flamme en fonction de la température de préchauffage des câbles. De plus, les résultats expérimentaux ont été comparés aux prédictions du modèle de propagation de Quintiere. Les résultats sont cohérents pour le câble PVC étudié, ce qui n'est pas le cas pour le câble PE/EVA/ATH considéré. La dégradation importante de l'ATH (retardateur de flamme sans halogène) avant inflammation contribuerait notamment à expliquer le désaccord entre les résultats expérimentaux et le modèle pour ce type de câble.

Conclusion générale

Les objectifs de cette thèse expérimentale ont été d'étudier des modèles analytiques d'inflammation et de propagation pour des échantillons de câbles électriques (petite échelle) et pour un chemin de câbles électriques (moyenne échelle). Les câbles étudiés sont divisés en deux catégories : les câbles avec une gaine en PE/EVA et avec un retardateur de flamme sans halogène (ATH), nommé simplement PE dans cette étude, et les câbles avec une gaine contenant du PVC.

Dans un premier temps, l'étude bibliographique a permis de mettre en avant les modèles proposés pour l'inflammation et la propagation. Ces modèles ont principalement été développés pour des matériaux académiques (i.e. homogènes, inertes et de géométrie plane). Concernant l'étude de l'inflammation, le modèle choisi est celui proposé par Quintiere. Celui-ci a été retenu pour sa simplicité et pour les résultats obtenus sur des études préliminaires menées sur l'inflammation de câbles électriques. Pour l'étude de la propagation, la revue bibliographique a montré qu'il existait peu de travaux menés sur la propagation du feu le long d'un unique chemin de câbles. La plupart des études présentées discutent de la propagation sur des câbles monobrins avec une formulation sans retardateur de flamme, appelés câbles de laboratoire. Ces câbles sont différents de ceux présents dans les installations nucléaires. Une fois encore, le modèle retenu pour l'étude est le modèle classique de propagation de Quintiere, en raison de sa simplicité et des paramètres qu'il permet de prendre en compte comme la vitesse du front de flamme, les températures des câbles avant inflammation et le flux de chaleur émis par le front de flamme et reçu par les câbles avant leur inflammation.

Les travaux de cette thèse se sont plus spécifiquement intéressés à l'inflammation et à la propagation des câbles à petite échelle. Des essais pour mesurer le délai d'inflammation ont été réalisés au cône calorimètre. Les résultats ont montré que, contrairement aux câbles PE, l'application du modèle de Quintiere, avec les paramètres thermophysiques et la température d'inflammation mesurés, ne permettait pas de prédire l'inflammation des câbles PVC. Cependant, il a été observé sur trois des quatre câbles PVC étudiés, la formation importante de char (charbonnement issu de la dégradation du matériau) sur une large partie de la surface des câbles exposés avant l'inflammation. La présence de ce char a altéré la mesure de la température d'inflammation par caméra infrarouge, nécessaire pour appliquer le modèle. Par conséquent, une température d'inflammation équivalente par méthode inverse a été calculée pour chacun des câbles PVC étudiés. La mesure de l'émissivité du matériau a permis de s'assurer que la température calculée ne prenait en compte que l'incertitude liée à la physique du Char. En considérant pour l'ensemble des quatre câbles PVC étudiés dans cette thèse, une température

Conclusion générale

d'inflammation équivalente de 329 °C (i.e., la moyenne de ces mêmes températures pour les quatre câbles), il est montré que le modèle de Quintiere rend compte de manière acceptable des délais d'inflammation mesurés. De plus, l'étude de la propagation à petite échelle a donné des premiers résultats sur la vitesse de propagation sur deux câbles, PE et PVC. Cependant, la surface préchauffée par l'épiradiateur est trop restreinte pour permettre de mesurer la vitesse qualitativement.

Puis, le nouveau dispositif CISCCO (Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions) a été qualifié. Plusieurs cartographies du flux de chaleur incident des panneaux inférieurs et supérieurs ont été réalisées et ont permis d'analyser la distribution du flux de chaleur sur toute la surface du chemin de câbles. L'analyse a permis de mesurer le flux de chaleur incident maximal sur chacune des zones, égal à 65 kW/m² pour la zone d'inflammation (ZI) et 25 kW/m² pour la zone de propagation (ZP). La variabilité du flux incident dans la ZI est de l'ordre de 5 %. Le coefficient d'homogénéité H est cependant plus élevé dans la ZP, avec une valeur qui est environ de 12 %. Cela est principalement dû aux effets de bords des émetteurs IR, plus importants avec l'augmentation de la longueur des lampes halogènes. Ce résultat permet d'assurer une bonne précision sur les essais réalisés pour l'inflammation et la propagation de la flamme sur un chemin de câbles électriques. Les cartographies ont également permis de spécifier les longueurs de la ZI ainsi que de la ZT, zone intermédiaire entre la ZI et la ZP, à une valeur de 20 cm.

Les essais préliminaires d'inflammation et de propagation, qui ont conclu cette qualification, ont montré que l'utilisation des panneaux rayonnants inférieurs ou supérieurs seuls ne permettait pas de maîtriser la propagation du front de flamme et qu'il convenait d'utiliser l'ensemble des panneaux. Ces essais réalisés avec l'ensemble des panneaux ont donc permis de valider la capacité du dispositif CISCCO à réaliser des études de la propagation horizontale du front de flamme sur un chemin de câbles électriques.

Dans une dernière partie, les deux campagnes expérimentales d'inflammation et de propagation qui ont été réalisées sur le nouveau dispositif CISCCO ont été présentées. La première campagne portait sur l'étude de l'inflammation des câbles électriques à moyenne échelle. Les résultats obtenus sur les trois câbles, comparés à ceux du cône calorimètre, ont permis de mettre en lumière l'effet du coefficient d'absorption des gaines sur l'inflammation. Une fois cet effet mesuré et pris en compte, les délais d'inflammation mesurés au cône calorimètre et sur CISCCO montrent un bon accord avec les délais calculés par le modèle de Quintiere. Ce modèle est donc capable de prédire l'inflammation de câbles électriques à petite et moyenne échelles.

La seconde campagne d'essais a concerné l'étude de la propagation du feu sur un chemin de câbles électriques. Deux types de câble, un câble PVC et un PE/EVA/ATH, ont été étudiés lors des essais de propagation. Les résultats de cette campagne ont permis d'établir pour chacun des deux types de câbles considérés des corrélations entre la vitesse de propagation du front de flamme et la température de préchauffage des câbles. De plus,

Conclusion générale

les résultats expérimentaux ont été comparés aux prédictions du modèle de propagation de Quintiere. Les résultats sont cohérents pour le câble PVC étudié. Aucun char n'a été observé avant le passage de la flamme, contrairement à l'étude de l'inflammation qui avait montré initialement une différence entre les résultats expérimentaux et le modèle étudié. Cependant, les résultats ne sont pas cohérents pour le câble PE/EVA/ATH considéré. La dégradation importante de l'ATH (retardateur de flamme sans halogène) avant inflammation contribuerait notamment à expliquer le désaccord entre les résultats expérimentaux et le modèle pour ce type de câble. Il existe alors des phénomènes liés au comportement du matériau qu'il convient de prendre en compte et qui ne sont pas prévus dans les modèles de Quintiere.

Différentes perspectives peuvent être proposées pour compléter ces travaux de thèse. Tout d'abord, il serait intéressant d'étudier l'effet de la largeur de nappe de câbles sur la propagation du feu. De plus, alors que tous les essais ont été réalisés avec une seule couche de câbles, il pourrait être opportun d'examiner l'effet de deux ou trois couches de câbles sur la propagation du feu. Par ailleurs, l'effet de l'arrangement des câbles pourrait être aussi étudié en considérant, non plus une nappe de câbles jointifs comme lors de tous les essais réalisés lors de ces travaux, mais un arrangement désordonné des câbles. Cet arrangement peut en effet être aussi rencontré sur les installations nucléaires. Enfin, l'effet de l'inclinaison du chemin de câbles sur la propagation du feu est aussi un axe d'investigations qui a déjà été identifié. Le dispositif CISCO pourra en effet permettre d'incliner le chemin de câbles jusqu'à 45°. Ensuite, concernant les effets des matériaux, cette thèse a mis en lumière un effet de l'ATH qui impacterait la propagation. En effet, lors des essais, une dégradation partielle a été constatée. Cependant, il serait intéressant d'étudier l'effet de la dégradation de l'ATH sur la propagation en profondeur. Enfin, cette thèse a montré l'existence d'un second front de flamme sur quelques essais de propagation. Ce front de flamme pourrait être causé par la libération des gaz combustible généré par les couches internes du câble. Il serait alors intéressant d'investiguer en détail ce phénomène.

Références

- [1] O. Keski-Rahkonen, J. Mangs, Electrical ignition sources in nuclear power plants: statistical, modelling and experimental studies, *Nucl. Eng. Des.* 213 (2002) 209–221. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(01\)00510-6](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(01)00510-6).
- [2] J.H. Talbert, Remembering the Browns Ferry fire, 40 years on, *Nucl. Eng. Int. Mag.* (2015). <https://www.neimagazine.com/features/featureremembering-the-browns-ferry-fire-40-years-on-4578707/>.
- [3] A.B. Morgan, J.W. Gilman, An overview of flame retardancy of polymeric materials: application, technology, and future directions, *Fire Mater.* 37 (2013) 259–279. <https://doi.org/10.1002/fam.2128>.
- [4] Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD) Nuclear Energy Agency (NEA) Committee on the Safety of Nuclear Installations (CSNI), OECD FIRE Database, Version: OECD FIRE DB 2014:2, Paris, France, 2016.
- [5] K. McGrattan, A. Lock, N. Marsh, M. Nyden, S. Bareham, M. Price, Cable Heat Release, Ignition, and Spread in Tray Installations During Fire (CHRISTIFIRE), Phase 1: Horizontal Trays, 2012.
- [6] P. Zavaleta, R. Hanouzet, T. Beji, Improved Assessment of Fire Spread over Horizontal Cable Trays Supported by Video Fire Analysis, *Fire Technol.* 55 (2019) 233–255. <https://doi.org/10.1007/s10694-018-0788-x>.
- [7] S. Suard, P. Van Hees, M. Roewekamp, S. Tsuchino, R. Gonzalez, Fire development in multi-compartment facilities: PRISME 2 project, *Fire Mater.* 43 (2019) 433–435. <https://doi.org/10.1002/fam.2754>.
- [8] S.P. Nowlen, F.J. Wyant, Cable Response to Live Fire (CAROLFIRE) Volume 1: Test Descriptions and Analysis of Circuit Response Data, 2008.
- [9] Euroclasse, Réglementation sur le Classement au Feu et la Réaction au Feu, 2010.
- [10] Nexans, Safe and Reliable Cable Solutions for the World's Nuclear Industry, n.d.
- [11] Nexans, Nuclear Industry Cable Applications A Practical Guide, n.d.
- [12] L.J. Klamerus, Cable Tray Fire Tests., 1979.
- [13] P.S. SUMITRA, Categorization of Cable Flammability - Intermediate-Scale Fire Tests of Cable Tray Installations., *Electr Power Res Rep EPRI NP.* (1982).
- [14] NRC, Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications, Cable Tray Fires: International Panel Report, 2002.
- [15] L. HUNTER, Models of horizontal electric cables and cable trays exposed to a fire plume, *Combust. Flame.* 35 (1979) 311–322. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(79\)90036-1](https://doi.org/10.1016/0010-2180(79)90036-1).
- [16] S.J. Grayson, P. Van Hees, A.M. Green, H. Breulet, U. Vercellotti, Assessing the fire performance of electric cables (FIPEC), *Fire Mater.* 25 (2001) 49–60. <https://doi.org/10.1002/fam.756>.

- [17] P. Zavaleta, L. Audouin, Cable tray fire tests in a confined and mechanically ventilated facility, *Fire Mater.* 42 (2018) 28–43. <https://doi.org/10.1002/fam.2454>.
- [18] P. Zavaleta, S. Charbaut, G. Basso, L. Audouin, Multiple horizontal cable tray fire in open atmosphere, *Fire Mater.* 2013 - 13th Int. Conf. Exhib. Conf. Proc. (2013) 57–68.
- [19] Group Safety Publication, Norme internationale CEI 60332-1-2, Int. Stand. (2004).
- [20] E. Gallo, W. Stöcklein, P. Klack, B. ScharTEL, Assessing the reaction to fire of cables by a new bench-scale method, *Fire Mater.* 41 (2017) 768–778. <https://doi.org/10.1002/fam.2417>.
- [21] M. Carcillo, Etude des phénomènes liés à la propagation de flamme sur câbles : instrumentation, formulation et modélisation, 2018.
- [22] B. Girardin, G. Fontaine, S. Duquesne, S. Bourbigot, Fire tests at reduced scale as powerful tool to fasten the development of flame-retarded material: Application to cables, *J. Fire Sci.* 34 (2016) 240–264. <https://doi.org/10.1177/0734904116642618>.
- [23] A. William Coaker, M.M. Hirschler, C. Shoemaker, Rate of heat release testing for vinyl wire and cable materials with reduced flammability and smoke—full-scale cable tray tests and small-scale tests, *Fire Saf. J.* 19 (1992) 19–53. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(92\)90004-V](https://doi.org/10.1016/0379-7112(92)90004-V).
- [24] N. Iqbal, M.H. Salley, Fire Dynamics Tools (FDTs) Quantitative Fire Hazard Analysis Methods for the U.S. Nuclear Regulatory Commission Fire Protection Inspection Program, Washington D.C., 2004.
- [25] S.I. Stoliarov, S. Crowley, R.E. Lyon, G.T. Linteris, Prediction of the burning rates of non-charring polymers, *Combust. Flame.* 156 (2009) 1068–1083. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2008.11.010>.
- [26] C. Lautenberger, C. Fernandez-Pello, Generalized pyrolysis model for combustible solids, *Fire Saf. J.* 44 (2009) 819–839. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2009.03.011>.
- [27] A. Matala, C. Lautenberger, S. Hostikka, Generalized direct method for pyrolysis kinetic parameter estimation and comparison to existing methods, *J. Fire Sci.* 30 (2012) 339–356. <https://doi.org/10.1177/0734904112439840>.
- [28] K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, C. Weinscheck, K. Overholt, FDS Technical Reference Guide. Volume 1: Mathematical Model, (2018) 189. <https://pages.nist.gov/fds-smv/manuals.html>.
- [29] G. Boyer, Fully coupled CFD simulation of the pyrolysis of non-charring polymers: A predictive approach, *Fire Saf. J.* 91 (2017) 208–217. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.03.070>.
- [30] J. Shi, Simulation de la pyrolyse de gaines de câbles électriques exposés au feu: Caractérisation et modélisation de la morphologie et de la conductivité thermique selon l'état de dégradation., 2019.
- [31] NUREG/CR-6850, Fire PRA Methodology for Nuclear Power Facilities, Nureg/Cr-6850. (2005).
- [32] X. Huang, Y. Nakamura, A Review of Fundamental Combustion Phenomena in Wire Fires, *Fire Technol.* 56 (2020) 315–360. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00918-5>.

- [33] R. Meinier, R. Sonnier, P. Zavaleta, S. Suard, L. Ferry, Fire behavior of halogen-free flame retardant electrical cables with the cone calorimeter, *J. Hazard. Mater.* 342 (2018) 306–316. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2017.08.027>.
- [34] R. LYON, J. QUINTIERE, Criteria for piloted ignition of combustible solids, *Combust. Flame.* 151 (2007) 551–559. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2007.07.020>.
- [35] V.K.R. Kodur, T.Z. Harmathy, *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Springer New York, New York, NY, 2016. <https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0>.
- [36] I. Vermesi, N. Roenner, P. Pironi, R.M. Hadden, G. Rein, Pyrolysis and ignition of a polymer by transient irradiation, *Combust. Flame.* 163 (2016) 31–41. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2015.08.006>.
- [37] S.D. Watt, J.E.J. Staggs, A.C. McIntosh, J. Brindley, A theoretical explanation of the influence of char formation on the ignition of polymers, *Fire Saf. J.* 36 (2001) 421–436. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(01\)00008-X](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(01)00008-X).
- [38] J.E.. Staggs, Ignition of char-forming polymers at a critical mass flux, *Polym. Degrad. Stab.* 74 (2001) 433–439. [https://doi.org/10.1016/S0141-3910\(01\)00183-5](https://doi.org/10.1016/S0141-3910(01)00183-5).
- [39] D. Hopkins, J.G. Quintiere, Material fire properties and predictions for thermoplastics, *Fire Saf. J.* 26 (1996) 241–268. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(96\)00033-1](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(96)00033-1).
- [40] L. Courty, J.P. Garo, External heating of electrical cables and auto-ignition investigation, *J. Hazard. Mater.* 321 (2017) 528–536. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2016.09.042>.
- [41] M. Delichatsios, Ignition Times For Thermally Thick And Intermediate Conditions In Flat And Cylindrical Geometries, *Fire Saf. Sci.* 6 (2000) 233–244. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.6-233>.
- [42] V. Babrauskas, W.J. Parker, Ignitability measurements with the cone calorimeter, *Fire Mater.* 11 (1987) 31–43. <https://doi.org/10.1002/fam.810110103>.
- [43] E. Mikkola, I.S. Wichman, On the thermal ignition of combustible materials, *Fire Mater.* 14 (1989) 87–96. <https://doi.org/10.1002/fam.810140303>.
- [44] H.E. Thomson, D.D. Drysdale, C.L. Beyler, An experimental evaluation of critical surface temperature as a criterion for piloted ignition of solid fuels, *Fire Saf. J.* 13 (1988) 185–196. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(88\)90014-8](https://doi.org/10.1016/0379-7112(88)90014-8).
- [45] H.E. Thomson, D.D. Drysdale, Flammability of plastics I: Ignition temperatures, *Fire Mater.* 11 (1987) 163–172. <https://doi.org/10.1002/fam.810110402>.
- [46] R.E. Lyon, N. Safronava, S. Crowley, Thermal analysis of polymer ignition, *Fire Mater.* 42 (2018) 668–679. <https://doi.org/10.1002/fam.2521>.
- [47] B.T. Rhodes, J.G. Quintiere, Burning rate and flame heat flux for PMMA in a cone calorimeter, *Fire Saf. J.* 26 (1996) 221–240. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(96\)00025-2](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(96)00025-2).
- [48] R.E. Lyon, R.N. Walters, S. Gandhi, Combustibility of cyanate ester resins, *Fire Mater.* 30 (2006) 89–106. <https://doi.org/10.1002/fam.889>.
- [49] A. Tewarson, I. Abu-isa, D. Cummings, D. Ladue, Characterization Of The Ignition

- Behaviour Of Polymers Commonly Used In The Automotive Industry, *Fire Saf. Sci.* 6 (2000) 991–1002. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.6-991>.
- [50] J.G. Quintiere, *Fundamentals of Fire Phenomena*, John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK, 2006. <https://doi.org/10.1002/0470091150>.
- [51] M.A. Delichatsios, T. Panagiotou, F. Kiley, The use of time to ignition data for characterizing the thermal inertia and the minimum (critical) heat flux for ignition or pyrolysis, *Combust. Flame.* 84 (1991) 323–332. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(91\)90009-Z](https://doi.org/10.1016/0010-2180(91)90009-Z).
- [52] M. Delichatsios, Effects of material thickness on ignition times and creeping flame spread in the thermal regime: Theory, analytical solution and experimental justification, *Fire Saf. J.* 116 (2020) 103204. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.103204>.
- [53] A. Lamorlette, F. Candelier, Thermal behavior of solid particles at ignition: Theoretical limit between thermally thick and thin solids, *Int. J. Heat Mass Transf.* 82 (2015) 117–122. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.11.037>.
- [54] R. Passalacqua, P. Cortes, N. Taylor, D. Beltran, P. Zavaleta, S. Charbaut, Experimental characterisation of ITER electric cables in postulated fire scenarios, *Fusion Eng. Des.* 88 (2013) 2650–2654. <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2013.01.026>.
- [55] T. Gong, Q. Xie, X. Huang, Fire behaviors of flame-retardant cables part I: Decomposition, swelling and spontaneous ignition, *Fire Saf. J.* 95 (2018) 113–121. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.10.005>.
- [56] C.H. Leung, J.E.J. Staggs, J. Brindley, A.C. McIntosh, R.H. Whiteley, The effects of an inert central core on the thermal pyrolysis of an electrical cable, *Fire Saf. J.* 34 (2000) 143–168. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(99\)00055-7](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(99)00055-7).
- [57] J. Martinka, P. Rantuch, J. Sulová, F. Martinka, Assessing the fire risk of electrical cables using a cone calorimeter, *J. Therm. Anal. Calorim.* 135 (2019) 3069–3083. <https://doi.org/10.1007/s10973-018-7556-5>.
- [58] P.J. Elliot, R.H. Whiteley, A cone calorimeter test for the measurement of flammability properties of insulated wire, *Polym. Degrad. Stab.* 64 (1999) 577–584. [https://doi.org/10.1016/S0141-3910\(98\)00135-9](https://doi.org/10.1016/S0141-3910(98)00135-9).
- [59] M. Carcillo, A.-S. Caro, R. Sonnier, L. Ferry, E. Gesta, C. Lagrève, Fire behaviour of electrical cables in cone calorimeter: Influence of cables structure and layout, *Fire Saf. J.* 99 (2018) 12–21. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2018.05.001>.
- [60] C. Lagreve, L. Ferry, J.-M. Lopez-Cuesta, Flame Retardant Polymer Materials Design for Wire and Cable Applications, in: *Flame Retard. Polym. Mater.*, CRC Press, Boca Raton : CRC Press, [2020] | Series: Series in materials science and engineering, 2019: pp. 285–310. <https://doi.org/10.1201/b22345-14>.
- [61] I. Aracil, R. Font, J.A. Conesa, Thermo-oxidative decomposition of polyvinyl chloride, *J. Anal. Appl. Pyrolysis.* 74 (2005) 215–223. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2004.08.005>.
- [62] J. Yu, L. Sun, C. Ma, Y. Qiao, H. Yao, Thermal degradation of PVC: A review, *Waste Manag.* 48 (2016) 300–314. <https://doi.org/10.1016/j.wasman.2015.11.041>.
- [63] A. Marcilla, M. Beltrán, Thermogravimetric kinetic study of poly(vinyl chloride)

- pyrolysis, *Polym. Degrad. Stab.* 48 (1995) 219–229. [https://doi.org/10.1016/0141-3910\(95\)00050-V](https://doi.org/10.1016/0141-3910(95)00050-V).
- [64] M.A. Barnes, P.J. Briggs, M.M. Hirschler, A.F. Matheson, T.J. O'Neill, A Comparative Study of the Fire Performance of Halogenated and Non-Halogenated Materials for Cable Applications. Part II Tests on Cable, *Fire Mater.* 20 (1996) 1–16. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1099-1018\(199601\)20:1<1::AID-FAM553>3.0.CO;2-W](https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1018(199601)20:1<1::AID-FAM553>3.0.CO;2-W).
- [65] A. Decimus, R. Sonnier, P. Zavaleta, S. Suard, L. Ferry, Study of gases released under incomplete combustion using PCFC–FTIR, *J. Therm. Anal. Calorim.* 138 (2019) 753–763. <https://doi.org/10.1007/s10973-019-08160-5>.
- [66] A. Matala, S. Hostikka, Pyrolysis Modelling of PVC Cable Materials, *Fire Saf. Sci.* 10 (2011) 917–930. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.10-917>.
- [67] I. Sumirat, Y. Ando, S. Shimamura, Theoretical consideration of the effect of porosity on thermal conductivity of porous materials, *J. Porous Mater.* 13 (2006) 439–443. <https://doi.org/10.1007/s10934-006-8043-0>.
- [68] J.E.J. Staggs, Estimating the thermal conductivity of chars and porous residues using thermal resistor networks, *Fire Saf. J.* 37 (2002) 107–119. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(01\)00035-2](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(01)00035-2).
- [69] S. Bourbigot, J. Sarazin, T. Bensabath, F. Samyn, M. Jimenez, Intumescent polypropylene: Reaction to fire and mechanistic aspects, *Fire Saf. J.* 105 (2019) 261–269. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.03.007>.
- [70] T. Bensabath, J. Sarazin, M. Jimenez, F. Samyn, S. Bourbigot, Intumescent polypropylene: Interactions between physical and chemical expansion, *Fire Mater.* (2019) fam.2790. <https://doi.org/10.1002/fam.2790>.
- [71] A.P. Mouritz, S. Feih, E. Kandare, Z. Mathys, A.G. Gibson, P.E. Des Jardin, S.W. Case, B.Y. Lattimer, Review of fire structural modelling of polymer composites, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.* 40 (2009) 1800–1814. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2009.09.001>.
- [72] G.J. Griffin, The Modeling of Heat Transfer across Intumescent Polymer Coatings, *J. Fire Sci.* 28 (2010) 249–277. <https://doi.org/10.1177/0734904109346396>.
- [73] J. Li, J. Gong, S.I. Stoliarov, Development of pyrolysis models for charring polymers, *Polym. Degrad. Stab.* 115 (2015) 138–152. <https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2015.03.003>.
- [74] H. Bockhorn, A. Hornung, U. Hornung, D. Schawaller, Kinetic study on the thermal degradation of polypropylene and polyethylene, *J. Anal. Appl. Pyrolysis.* 48 (1999) 93–109. [https://doi.org/10.1016/S0165-2370\(98\)00131-4](https://doi.org/10.1016/S0165-2370(98)00131-4).
- [75] A. Marcilla, M. Beltrán, Kinetic study of the thermal decomposition of polystyrene and polyethylene-vinyl acetate graft copolymers by thermogravimetric analysis, *Polym. Degrad. Stab.* 50 (1995) 117–124. [https://doi.org/10.1016/0141-3910\(95\)00138-C](https://doi.org/10.1016/0141-3910(95)00138-C).
- [76] T.R. Hull, A. Witkowski, L. Hollingbery, Fire retardant action of mineral fillers, *Polym. Degrad. Stab.* 96 (2011) 1462–1469. <https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2011.05.006>.
- [77] M.. Cross, P.. Cusack, P.. Hornsby, Effects of tin additives on the flammability and

- smoke emission characteristics of halogen-free ethylene-vinyl acetate copolymer, *Polym. Degrad. Stab.* 79 (2003) 309–318. [https://doi.org/10.1016/S0141-3910\(02\)00294-X](https://doi.org/10.1016/S0141-3910(02)00294-X).
- [78] F.-E. Ngohang, G. Fontaine, L. Gay, S. Bourbigot, Smoke composition using MLC/FTIR/ELPI: Application to flame retarded ethylene vinyl acetate, *Polym. Degrad. Stab.* 115 (2015) 89–109. <https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2015.03.002>.
- [79] F.E. Ngohang, Combination of mass loss cone, Fourier transform infrared spectroscopy and electrical low pressure impactor to extend fire behaviour characterization of materials, 2014.
- [80] J. Shi, G. Boyer, J.-F. Thovert, Simulation of the pyrolysis of charring polymers: influence of the porous media properties, *J. Phys. Conf. Ser.* 1107 (2018) 032008. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1107/3/032008>.
- [81] M.J. Gollner, C.H. Miller, W. Tang, A. V. Singh, The effect of flow and geometry on concurrent flame spread, *Fire Saf. J.* 91 (2017) 68–78. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.05.007>.
- [82] A.C. Fernandez—Pello, Flame Spread Modeling, *Combust. Sci. Technol.* 39 (1984) 119–134. <https://doi.org/10.1080/00102208408923786>.
- [83] K. Zhao, M.J. Gollner, Q. Liu, J. Gong, L. Yang, Lateral Flame Spread over PMMA Under Forced Air Flow, *Fire Technol.* 56 (2020) 801–820. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00904-x>.
- [84] F.A. Williams, Mechanisms of fire spread, *Symp. Combust.* 16 (1977) 1281–1294. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(77\)80415-3](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(77)80415-3).
- [85] J.N. De Ris, Spread of a laminar diffusion flame, *Symp. Combust.* 12 (1969) 241–252. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(69\)80407-8](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(69)80407-8).
- [86] J.G. Quintiere, The application of flame spread theory to predict material performance, *J. Res. Natl. Bur. Stand.* (1934). 93 (1988) 61. <https://doi.org/10.6028/jres.093.007>.
- [87] J. Quintiere, A simplified theory for generalizing results from a radiant panel rate of flame spread apparatus, *Fire Mater.* 5 (1981) 52–60. <https://doi.org/10.1002/fam.810050204>.
- [88] Y. Kobayashi, X. Huang, S. Nakaya, M. Tsue, C. Fernandez-Pello, Flame spread over horizontal and vertical wires: The role of dripping and core, *Fire Saf. J.* 91 (2017) 112–122. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.03.047>.
- [89] Y. Kobayashi, Y. Konno, X. Huang, S. Nakaya, M. Tsue, N. Hashimoto, O. Fujita, C. Fernandez-Pello, Effect of insulation melting and dripping on opposed flame spread over laboratory simulated electrical wires, *Fire Saf. J.* 95 (2018) 1–10. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.10.006>.
- [90] X. Huang, Y. Nakamura, F.A. Williams, Ignition-to-spread transition of externally heated electrical wire, *Proc. Combust. Inst.* 34 (2013) 2505–2512. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2012.06.047>.
- [91] L. Hu, Y. Zhang, K. Yoshioka, H. Izumo, O. Fujita, Flame spread over electric wire with high thermal conductivity metal core at different inclinations, *Proc. Combust. Inst.* 35 (2015) 2607–2614. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2014.05.059>.

- [92] Z. Wang, J. Wang, A comprehensive study on the flame propagation of the horizontal laboratory wires and flame-retardant cables at different thermal circumstances, *Process Saf. Environ. Prot.* 139 (2020) 325–333. <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.04.030>.
- [93] J. Mangs, S. Hostikka, Vertical flame spread on charring materials at different ambient temperatures, *Fire Mater.* 37 (2013) 230–245. <https://doi.org/10.1002/fam.2127>.
- [94] M.M. Khan, R.G. Bill, R.L. Alpert, Screening of plenum cables using a small-scale fire test protocol, *Fire Mater.* 30 (2006) 65–76. <https://doi.org/10.1002/fam.899>.
- [95] S. Brohez, G. Marlair, C. Delvosalle, Fire calorimetry relying on the use of the fire propagation apparatus. Part I: early learning from use in Europe, *Fire Mater.* 30 (2006) 131–149. <https://doi.org/10.1002/fam.896>.
- [96] P. Boulet, G. Parent, Z. Acem, A. Collin, M. Försth, N. Bal, G. Rein, J. Torero, Radiation emission from a heating coil or a halogen lamp on a semitransparent sample, *Int. J. Therm. Sci.* 77 (2014) 223–232. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.11.006>.
- [97] N. Bryner, Lateral Ignition and Flame Spread Apparatus, (2015). <https://www.nist.gov/laboratories/tools-instruments/lateral-ignition-and-flame-spread-apparatus>.
- [98] M.A. Dietenberger, Ignitability analysis using the cone calorimeter and LIFT apparatus, in: *Proc. Int. Conf. Fire Saf.*, 1996: pp. 189–197.
- [99] S. Gatien, T. Young, M.S. Hoehler, J. Gales, Application of narrow-spectrum illumination and image processing to measure surface char formation in lateral ignition and flame spread tests, *Fire Mater.* 43 (2019) 358–364. <https://doi.org/10.1002/fam.2706>.
- [100] J. Sarazin, P. Bachelet, S. Bourbigot, Fire behavior of simulated low voltage intumescent cables with and without electric current, *J. Fire Sci.* 35 (2017) 179–194. <https://doi.org/10.1177/0734904117698843>.
- [101] R.E. Lyon, R.N. Walters, Pyrolysis combustion flow calorimetry, *J. Anal. Appl. Pyrolysis.* 71 (2004) 27–46. [https://doi.org/10.1016/S0165-2370\(03\)00096-2](https://doi.org/10.1016/S0165-2370(03)00096-2).
- [102] E. Elbeltagi, T. Hegazy, D. Grierson, Comparison among five evolutionary-based optimization algorithms, *Adv. Eng. Informatics.* 19 (2005) 43–53. <https://doi.org/10.1016/j.aei.2005.01.004>.
- [103] C.A.C. Coello, G.T. Pulido, M.S. Lechuga, Handling multiple objectives with particle swarm optimization, *IEEE Trans. Evol. Comput.* 8 (2004) 256–279. <https://doi.org/10.1109/TEVC.2004.826067>.
- [104] I.C. Trelea, The particle swarm optimization algorithm: convergence analysis and parameter selection, *Inf. Process. Lett.* 85 (2003) 317–325. [https://doi.org/10.1016/S0020-0190\(02\)00447-7](https://doi.org/10.1016/S0020-0190(02)00447-7).
- [105] P. Boulet, G. Parent, Z. Acem, T. Rogaume, T. Fateh, J. Zaida, F. Richard, Characterization of the radiative exchanges when using a cone calorimeter for the study of the plywood pyrolysis, *Fire Saf. J.* 51 (2012) 53–60. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.03.003>.
- [106] M. Försth, A. Roos, Absorptivity and its dependence on heat source temperature

Références

- and degree of thermal breakdown, *Fire Mater.* 35 (2011) 285–301. <https://doi.org/10.1002/fam.1053>.
- [107] P. Girods, H. Bal, H. Biteau, G. Rein, J. Torero, Comparison of Pyrolysis Behavior Results between the Cone Calorimeter and the Fire Propagation Apparatus Heat Sources, *Fire Saf. Sci.* 10 (2011) 889–901. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.10-889>.
- [108] N.I. Binti Zaidi, N.A.A. Binti Lokman, M.R. Bin Daud, H. Achmad, K.A. Chia, Fire recognition using RGB and YCbCr color space, *ARN J. Eng. Appl. Sci.* 10 (2015) 9786–9790.

Résumé

Au sein des infrastructures nucléaires, un nombre non négligeable de cas d'incendies impliquant les câbles électriques des installations a été recensé. Le comportement au feu de ces chemins de câbles est peu connu or il existe plusieurs milliers de kilomètres de câbles dans ces installations. Le but de cette thèse est donc de développer et valider des relations analytiques permettant de caractériser l'inflammation et la propagation du feu d'un chemin de câbles électriques afin de les implémenter par la suite dans un code de calcul pour prédire ces phénomènes. Une première phase de la thèse est consacrée à l'étude de ces relations à petite échelle pour des câbles électriques avec retardateurs de flamme sans halogène et avec halogène. Des expérimentations ont été réalisées au cône calorimètre pour caractériser l'inflammation et sur un dispositif pour câble unique pour caractériser la propagation de flamme. Des relations ont été établies entre le comportement au feu des câbles, la nature des matériaux polymères constituant les gaines et les mécanismes de dégradation impliqués. Dans une seconde phase, des expérimentations à moyenne échelle sont réalisés à l'aide d'un nouvel appareil expérimental nommé CISCCO (Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions) après qualification de ce dernier. Les temps d'ignition et vitesse de propagation ont été mesurées et comparées à ceux prédits par le modèle de Quintiere. Les temps d'ignition sont correctement décrits. Les vitesses de propagation sont, quant à elles, bien simulées pour le chemin de câbles PVC tandis que des écarts sont observés pour les câbles sans halogène.

Mots-clés : Inflammation ; Propagation ; Câbles électriques ; Multi-échelle ; Préchauffage ; Charbonnement.

Abstract

Within nuclear facilities, several fires with the implication of cable trays has been reported. The fire behavior of those cable trays is unknown while inside the nuclear structures there are thousands of kilometers of electric cable trays. The main aim is to develop an experimental model based on analytic relations that can characterize the ignition and fire spreading along an electric cable tray. The first part of this thesis has been devoted to study the analytic relations at a small scale for electric cables. Experiments on a calorimeter cone were performed with the aim to determine the ignition time, then on a simple cable device for the fire spreading. In the second part an experimental study has been carried out on a new experimental device named CISCCO (Cable Ignition and Spreading under Controlled Conditions) after its qualification. Ignition time and flame spread rate have been obtained and compared to those predicted by Quintiere equations. Ignition times could be correctly estimated. Flame spread rate on PVC cable was also well predicted while some mismatches were observed with halogen free cables.

Keywords: Ignition; Fire spreading; Electric cable; Multiscale; Preheating; Charring.