

**Etude du mouvement d'un fluide de faible masse volumique entre deux compartiments reliés par une ouverture de type porte:  
Application à la propagation de la fumée d'incendie**

**Caroline LUCCHESI**

ISRN/IRSN-2009-115  
DPAM/SERCI-2009-136

Laboratoire d'Expérimentation des Feux

**UNIVERSITE DE LA MEDITERRANEE – AIX MARSEILLE II**

Ecole doctorale «Sciences pour l'ingénieur: Mécanique, Physique, Micro et Nanoélectronique» ED-353

**THESE**

*Pour obtenir le titre de*

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE LA MEDITERRANEE

AIX-MARSEILLE II

Mention: MECANIQUE      Option: FLUIDE

*Présentée par*

**Caroline LUCCHESI**

---

**Etude du mouvement d'un fluide de faible masse volumique  
entre deux compartiments reliés par une ouverture de type porte:  
Application à la propagation de la fumée d'incendie**

---

Thèse dirigée par Philippe BOURNOT et co-encadrée par Hugues PRETREL et Olivier VAUQUELIN

Soutenue publiquement le 14 janvier 2009 devant le jury composé de

M. MARTIN R.	Professeur des Universités, Université de Provence	Président
M. SANTONI P.A.	Professeur des Universités, Université de Corse	Rapporteur
M. PARANTHOEN P.	Directeur de recherche CNRS, Laboratoire CORIA, Université de Rouen	Rapporteur
M. BOURNOT Ph.	Professeur des Universités, Université de la Méditerranée	Examineur
M. PLOURDE F.	CR1 au Laboratoire d'études thermiques, UMR6608, ENSMA Poitiers	Examineur
M. VAUQUELIN O.	MCF HDR à l'Université de la Méditerranée	Examineur
M. RAMU C.	Directeur de l'enseignement, Ecole des Marins-Pompier de Marseille	Invité
M. PRETREL H.	Ingénieur-Expert IRSN	Invité

## Remerciements

---

Mes premiers remerciements s'adressent à M. Pierre Paranthoën et M. Paul-Antoine Santoni pour avoir accepté de rapporter mon travail de thèse ainsi que pour leur grand intérêt porté à ce travail.

Je souhaite remercier M. Roger Martin, un de mes anciens professeurs à Polytech'Marseille, de m'avoir fait l'honneur de présider mon jury de thèse.

Un grand merci au Commandant Ramu pour avoir accepté de participer au jury de thèse mais aussi pour avoir vu l'intérêt pédagogique du travail réalisé.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à mon directeur de thèse M. Philippe Bournot et à mes encadrants M. Hugues Pretrel et M. Olivier Vauquelin. Sans vous, ces trois années de travail auraient paru plus difficiles et plus moroses. Merci à vous trois de m'avoir fait confiance pour mener à bien ce projet et de m'avoir fait partager vos connaissances et vos valeurs.

Philippe, mon cher directeur de thèse, ma seconde figure paternelle, merci pour votre bienveillance, votre soutien et tous vos conseils professionnels et personnels prodigués pendant ces trois années de thèse.

Hugues et Olivier, un grand merci pour votre confiance, vos conseils et pour toutes les réunions et discussions très enrichissantes que nous avons eu pendant la thèse. Vous avez toujours été disponibles pour moi et vous m'avez toujours aiguillé vers le bon chemin.

Je tiens à remercier M. Jean Stefanini de la société TSI France, pour son soutien technique tout au long de la thèse et pour ses nombreux conseils.

Ce travail de thèse a été effectué au sein du Laboratoire d'Expérimentation des Feux à Cadarache. Je tiens donc à remercier Mme Maria Faury pour m'avoir accueilli dans son service et M. Jean-Marc Such pour m'avoir intégré dans son laboratoire. Lors de ces trois années, les chefs se sont succédés à la tête du service et du laboratoire, je remercie donc aussi M. Thierry Albiol, nouveau chef de service, M. Pascal Guillou et M. Laurent Audoïn, successivement chefs de laboratoire. Je souhaite aussi remercier l'ensemble du laboratoire, tous les directeurs d'essais, en particulier M. William Le Saux pour notre collaboration lors des essais Prisme-Door, toute l'équipe technique en particulier M. Serge Pons, M. Frédérique Vigroux et M. Olivier Bouygues pour la mise

en place de la tomographie laser dans Diva. Je tiens à remercier Mme Nathalie Laurent et Mme Pascale Magoïa pour leur gentillesse au quotidien. Un grand merci à vous tous pour votre sympathie, votre bonne humeur quotidienne et votre disponibilité.

Au sein de l'IM2, je tiens à remercier M. Hervé Bournot pour son aide précieuse lors des mesures PIV sur maquette, M. Philippe Giraud ainsi que toute l'équipe technique Michel, Franck, Philippe, pour leur aide au quotidien, sans oublier l'équipe administrative pour sa sympathie.

Un grand merci à mes « compagnons de galère » du bureau 319, Ghislain, Wallid, et Fabien, qui ont rendu les journées de travail beaucoup plus agréables, ainsi qu'à tous les stagiaires qui ont participé à ce travail, Pierre, Antoine, Laurent, Julien, Hugo, Kamal, Saber, Mehdi.

Je souhaite remercier mes amis, en particulier Audrey, Nathalie et Athéna qui sont toujours présentes à mes côtés dans les bons comme dans les mauvais moments. Un grand merci à mes amis de Marseille, Pierrette, Anne-Marie et Philippe pour leur accueil chaleureux dès mon arrivée à Marseille, il y a six ans.

Adrien, merci de m'avoir fait confiance et d'avoir supporté mes instants de mauvaise humeur lors de ces trois années de travail.

Enfin, je tiens à remercier l'ensemble de ma famille, merci à mes grands-parents, merci à mes parents qui croient en moi depuis le cours élémentaire, qui sont toujours présents pour moi et qui se sont toujours intéressés de très près à mes études. Un grand merci aussi à ma sœur Laura toujours disponible en cas de crise de confiance !

Je tiens à dédier ce travail à ma grand-mère qui a suivi le début de ce travail avec grand intérêt, mais qui n'en a malheureusement pas vu la finalité.

# SOMMAIRE

<b>NOMENCLATURE .....</b>	<b>5</b>
<b>Chapitre A: Introduction .....</b>	<b>7</b>
A.I    La problématique d'un incendie dans une installation nucléaire.....	7
A.II   Les acquis scientifiques sur les écoulements de fumées d'incendie.....	8
A.III  Les moyens d'étude.....	10
A.IV   Les travaux de thèse.....	11
<b>Chapitre B: Approche isotherme a echelle reduite .....</b>	<b>15</b>
B.I    Etat de l'art.....	15
B.II   Méthodologie de simulation d'un panache d'incendie par un jet de faible masse volumique (mélange air/hélium) .....	18
B.III  Description du dispositif expérimental.....	22
B.IV   Tests préliminaires .....	26
B.V    Etude du terme source .....	32
B.V.1    Etude expérimentale d'un jet de faible densité en atmosphère libre .....	32
B.V.2    Etude d'un jet de faible densité avec présence d'obstacle (plafond).....	35
B.VI   Le phénomène de remplissage .....	39
B.VII  L'écoulement à la porte .....	45
B.VII.1    Le modèle théorique proposé pour la configuration sans dilution.....	45
B.VII.2    Description du dispositif expérimental sans dilution .....	48

B.VII.3	Les résultats expérimentaux obtenus dans la configuration sans dilution.....	52
B.VII.4	Approche expérimentale avec dilution .....	64
B.VIII	Le panache déversant .....	74
B.VIII.1	Le dispositif expérimental.....	74
B.VIII.2	Observations et phénoménologie.....	75
B.VIII.3	Recherche de la trajectoire.....	76
B.VIII.4	Influence de la largeur de porte sur le panache .....	83
B.IX	Conclusion/Bilan intermédiaire.....	87
<b>Chapitre C: Approche thermique a echelle reduite .....</b>		<b>89</b>
C.I	Etat de l'art.....	89
C.II	Description du dispositif expérimental.....	92
C.III	Choix de la source de combustion .....	94
C.III.1	Influence du diamètre du bac.....	96
C.III.2	Influence de la hauteur initiale de combustible .....	100
C.III.3	Influence du montage expérimental.....	103
C.IV	Le local "source" .....	108
C.IV.1	Caractérisation du panache en atmosphère libre.....	108
C.IV.2	Le phénomène de remplissage .....	109
C.V	L'écoulement de fumées à la porte.....	112
C.V.1	Le dispositif expérimental.....	112
C.V.2	Les résultats.....	112
C.VI	Le panache de fumées déversant .....	119

C.VI.1	Le dispositif expérimental.....	119
C.VI.2	Les résultats.....	121
C.VII	Confrontation des approches thermique et isotherme à échelle réduite .....	127
C.VII.1	Le local "source" .....	127
C.VII.2	L'écoulement à la porte .....	128
C.VII.3	Le panache déversant dans le local "cible" .....	133
C.VIII	Conclusion/Bilan intermédiaire.....	135
<b>Chapitre D:Etude d'un cas incendie a pleine echelle .....</b>		<b>137</b>
D.I	Etat de l'art.....	137
D.II	Description des essais menés à grande échelle .....	140
D.II.1	Descriptif du dispositif expérimental.....	140
D.II.2	La campagne d'essais .....	141
D.II.3	La métrologie.....	142
D.II.4	Visualisations par tomographie laser.....	143
D.III	Le local "source" .....	147
D.III.1	La source incendie .....	147
D.III.2	Le processus de remplissage dans le local feu .....	148
D.IV	L'écoulement à la porte .....	150
D.V	Le panache déversant .....	160
D.VI	Croisement des différentes approches.....	167
D.VI.1	Les approches thermiques .....	167

D.VI.2	Approche isotherme à échelle réduite et approche incendie à échelle réelle 171	
D.VII	Conclusion/bilan intermédiaire .....	175
<b>Chapitre E: Conclusions et perspectives.....</b>		<b>176</b>
<b>Références bibliographiques .....</b>		<b>183</b>
<b>Chapitre F: Annexes.....</b>		<b>188</b>
F.I	Les techniques d'investigation.....	188
F.I.1	La vélocimétrie laser à effet Doppler (LDV).....	188
F.I.2	La vélocimétrie par images de particules (PIV) .....	192
F.II	Caractéristiques du Tétrahydrofur (THF).....	196
F.III	Mise en place de visualisations par tomographie laser dans le dispositif DIVA .	196
F.III.1	Tests de qualification du dispositif.....	196
F.IV	Quelques images.....	199



---

## NOMENCLATURE

---

### Lettres latines

$\dot{m}$	Débit massique	(kg/s)
$\dot{m}_{ent}$	Débit massique d'entraînement d'air	(kg/s)
$\dot{m}_{foyer}$ ou $\dot{m}$	Débit de perte de masse du combustible	(g/s)
$\dot{m}''$	Débit de perte de masse surfacique du combustible	(g/cm <sup>2</sup> /s)
$\bar{U}$ ou $U_{moy}$	Vitesse moyenne	(m/s)
b	Rayon panache	(m)
$C_D$	Coefficient de décharge	
$C_p$	Chaleur spécifique	(kJ/K/kg)
$C_{vc}$	Coefficient de contraction	
$C_\mu$	Coefficient de vitesse	
d	Diamètre d'injection	(m)
D	Diamètre	(m)
$D_0$	Epaisseur couche de fumées à la porte	(m)
$F_0$	Flux de flottabilité	(m <sup>4</sup> /s <sup>3</sup> )
Fr	Nombre de Froude	
g	Constante de gravité	(m/s <sup>2</sup> )
H	Hauteur	(m)
$H_c$ ou $e_{TPH}$	Hauteur initiale du combustible dans le bac	(m)
J	Indice entier (j=0 ou 1)	
L	Largeur	(m)
M	Masse	(g)
P	Périmètre	(m)
PCI	Pouvoir Calorifique Inférieur du combustible	(kJ/kg)
Q	Débit volumique	(m <sup>3</sup> /s) ou (l/min)
$Q_c$ ou $Q_{conv}$	Puissance convective	(kW)
$Q_{conv,foyer}$	Puissance convective au foyer	(kW)
$Q_{totale}$ ou $Q_{foyer}$	Puissance totale au foyer	(kW)
R	Rayon	(m)
$r_a$	Rayon d'ajustement	(m)
Re	Nombre de Reynolds	
Ri	Nombre de Richardson	
T	Température	(°C)
T	Temps	(s)
TR	Taux de renouvellement	(h <sup>-1</sup> )
U	Vitesse ascensionnelle dans le panache	(m/s)
U	Vitesse	(m/s)
$U_{ent}$	Vitesse d'entraînement d'air	(m/s)
$W_{axe}$	Vitesse d'injection verticale	(m/s)
$x_0$	Position point d'impact du panache déversant	(m)
$x_1$	Position trajectoire du panache déversant pour une hauteur intermédiaire	(m)
$Z_{int}$	Hauteur de l'interface dans le local source	(m)

## Lettres

### grecques

$\bar{\mu}$	Viscosité dynamique moyenne	(kg/m/s)
$\alpha$	Coefficient d'entraînement ou rapport d'échelle	
$\mu$	Viscosité dynamique	(kg/m/s)
$\rho$	Masse volumique	(kg/m <sup>3</sup> )
$\chi$	Fraction volumique	(%)
$\chi_R$	Fraction rayonnée de la puissance	
$\Delta\rho$	Ecart de masse volumique	(kg/m <sup>3</sup> )
$\Phi_0$	Angle d'injection de l'écoulement à la porte	(°)
$\Phi_{\text{convectif}}$	Flux convectif	(kW)

### Indices

0 ou injection	Relatif à l'injection
$\infty$ ou Air ou 0	Air ambiant
Bac	Relatif au bac de combustible
Fumées ou f	Relatif aux fumées
He	Hélium
Local	Relatif au local
Maquette ou maq	Valeur à échelle réduite
Max	Valeur maximale
Mélange ou total	Relatif au mélange total air/hélium
Min	Valeur minimum
O <sub>2</sub>	Relatif à l'oxygène
Plafond	Conditions au plafond
Porte	Conditions à la porte
q-s	Relatif à la phase quasi-stationnaire d'un essai
Réel	Valeur à échelle réelle
Total ou f	Relatif à la durée totale d'un essai

---

## CHAPITRE A: INTRODUCTION

---

### A.I La problématique d'un incendie dans une installation nucléaire

D'après une étude réalisée en 2000, un départ de feu tous les deux ans est constaté en moyenne sur chaque installation nucléaire. Le risque incendie est donc considéré comme une préoccupation pour la sûreté des installations nucléaires. Il est à l'origine de plusieurs accidents dans le monde. Le plus grave s'est produit à Windscale (Grande-Bretagne) en octobre 1957, lorsqu'une pile de graphite a pris feu, entraînant des rejets radioactifs dans l'air. Le nombre d'incendie est moins important que dans d'autres secteurs de l'industrie, mais les risques occasionés peuvent présenter un impact plus dangereux. Les conséquences majeures sont: d'une part une atteinte à la sûreté du réacteur due à un dysfonctionnement des équipements de contrôle et de sûreté de l'installation, et d'autre part un impact environnemental provoqué par la dispersion de matières radioactives vers l'extérieur de l'installation nucléaire.

Les principaux facteurs de risque provoqués par un incendie sont les fumées (gaz toxiques, suies et chaleur) et le rayonnement thermique dissipé pouvant être source d'inflammation ou d'agression. Afin de quantifier ces risques, la connaissance globale de la physique de l'incendie est recherchée. Cela concerne les processus de combustion, d'inflammation, la pyrolyse, le comportement des matériaux, le panache thermique, les suies, la propagation des fumées...

La problématique posée par les phénomènes de propagation repose sur le fait que la fumée est un vecteur de transport d'énergie et de matière pouvant être à l'origine du dysfonctionnement d'équipements (sensibles aux élévations de température ou à la présence de suies) ou du transport de radio-nucléides dans le cas d'un incendie impliquant de la matière nucléaire. Pour faire face à ce type de risque, un des principes de base consiste à sectoriser l'installation en volumes étanches, avec portes coupe-feu et systèmes de clapets dans les gaines de ventilation. Cette configuration multi-compartiments est typique des installations nucléaires.

La compréhension et la description des phénomènes physiques de propagation des fumées est donc nécessaire pour l'évaluation des risques induits par un incendie. Dans ce contexte, l'IRSN a initié plusieurs actions de recherche: la construction du dispositif expérimental à échelle réelle DIVA (Dispositif d'étude de l'Incendie, de la Ventilation et de l'Aéro-contamination), la réalisation d'une première campagne d'essais DIVA0, la mise en place des programmes de recherche PICSEL et PRISME. Ce dernier programme a pour objectif d'étudier les mécanismes de propagation de la fumée lors d'un incendie en se concentrant sur trois modes de transfert: la propagation par une porte, par une gaine traversant le local où le feu s'est déclaré (local "source") et par une gaine du réseau de ventilation alimentant les deux locaux. Un des thèmes de ce programme concerne la répartition des fumées dans le local voisin du local "source" (local "cible") dans le but final de localiser les zones où la température et la concentration en suie des gaz sont maximales. La thèse est menée en support au programme PRISME, en se concentrant sur des aspects plus fondamentaux.

## **A.II Les acquis scientifiques sur les écoulements de fumées d'incendie**

La fumée est un gaz chaud, issue de la source incendie, constituée de produits de la réaction de combustion sous forme gazeuse (CO, CO<sub>2</sub>, molécules imbrûlées), liquide (gouttelettes) et solide (suies) et de l'air environnant entraîné. Le mouvement des fumées est un phénomène complexe piloté par un mécanisme de convection naturelle induit par un gradient de densité entre la fumée et le gaz environnant et des mécanismes de convection forcée (vent, ventilation mécanique). Les termes de propagation, mouvements ou écoulements de fumées sont utilisés. La propagation dépend des caractéristiques physiques de la fumée (température, concentration, vitesse,...), de celles du gaz environnant (vitesse, présence de vent, composition chimique,...) ainsi que de la présence de structures ou d'obstacles (tunnel, objet isolé, milieu ouvert ou fermé,...). Dans le cas particulier des incendies dans des locaux confinés et ventilés, les caractéristiques du gaz environnant vont être modifiées par deux facteurs supplémentaires : le mécanisme de convection forcée provoqué par la ventilation mécanique et le caractère confiné des enceintes entraînant une augmentation de la température des gaz environnants ; la propagation des fumées en sera modifiée. De plus, dans certaines configurations où l'enceinte est de dimension réduite par rapport à la puissance de l'incendie, les écoulements peuvent modifier les caractéristiques des gaz situés dans le champ proche de l'incendie et en conséquence la source incendie. Il existe alors un couplage entre les écoulements dans le compartiment et l'incendie. Pour ces scénarios, les mécanismes physiques en jeu conduisent ainsi à des écoulements complexes et multidimensionnels interagissant avec la source incendie.

L'analyse et la compréhension de ces écoulements sont alors indispensables pour fournir des outils nécessaires à l'évaluation des risques relative à l'incendie. Les motivations sont multiples : le développement des détecteurs de fumée, l'agression de la fumée sur des éléments (plafond, structure,...), l'identification des zones à risques (présence de gaz toxiques) ou de celles permettant l'intervention des secours (zone de visibilité notamment), l'élaboration de techniques de désenfumage (contrôle des fumées, ventilation par pression positive). Les travaux de recherche peuvent être classés suivant le scénario d'incendie : les configurations en milieu ouvert, les configurations en milieu semi-ouvert (libre avec obstacles) et les configurations en milieu entièrement fermé (appelé aussi confiné) avec ventilation forcée.

Les travaux en milieu ouvert ont permis de caractériser le panache thermique qui représente la source de la production de fumée McCaffrey 1979, Karlsson 2001, Heskestad 1995 et Zukovsky 1995. Les mécanismes complexes d'entraînement d'air et de propagation des fumées dans le champ proche de l'incendie sont abordés. Ces études concernent le comportement thermodynamique du panache (température et vitesse des gaz, débit d'entraînement d'air), l'influence de la nature et de la géométrie de la source (feu de liquide ou de solide, sections circulaire, rectangulaire ou linéaire), l'influence de conditions environnementales (présence de vent, d'atmosphère à température variable...).

La configuration semi-ouverte concerne des situations pour lesquelles il existe des obstacles (mur, plafond,...) mais également des ouvertures importantes vers l'extérieur permettant l'entrée d'air par convection naturelle et évitant ainsi toute situation de "confinement total". Elle est la plus étudiée parce que très fréquemment rencontrée en pratique (les habitations, les halls, les lieux publics, certains bâtiments industriels, les tunnels...). Les travaux ont permis d'aborder l'influence des obstacles comme un plafond qui provoque un écoulement horizontal (écoulement "sous plafond" ou "ceiling jet" Alpert 1975, Evans 1995). Dans ce même type de configuration, les écoulements dans les tunnels sont abordés. Les études traitent des interactions entre le panache thermique et les parois et éventuellement l'écoulement naturel qui peut exister dans le tunnel Mégret 2000, Mégret 1998, Vauquelin 2005. Pour ces configurations, les études abordent également les écoulements situés en dehors du panache thermique et des écoulements

au plafond. Les écoulements de gaz peuvent présenter dans certains cas une nette stratification exhibant notamment deux zones distinctes ("chaude" en partie haute et "froide" en partie basse) Jaluria 1995. La propagation de la fumée peut être associée en retour à des écoulements d'entrée d'air frais dans le champ proche de la source incendie. Ces écoulements sont dits "induits" car provoqués par la présence de l'incendie, qui se comporte comme une pompe thermique. Ils peuvent dans certains cas, au travers de courants de gravité, être à l'origine de phénomènes violents tel que le backdraft Fleischmann 1999. L'étude des configurations semi-ouvertes impliquant plusieurs locaux a également été abordée. Elle concerne les écoulements entre plusieurs locaux voisins Steckler 1986, Cooper 1982 et He 1997, dans des couloirs Lattimer 1994 ainsi que les écoulements de transfert entre deux enceintes: porte ouverte Quintiere 1981, Nakaya 1986, orifices à section horizontale ou verticale ("vent") Thomas 1963, Emmons 1995, Lin 2002.

Les travaux sur les écoulements en milieu confiné (enceinte fermée) et ventilé mécaniquement sont moins nombreux que ceux pour les milieux semi-ouverts en raison principalement de leur champ d'application moins large (secteurs nucléaire et industriel spécifique). Pour ces configurations, les travaux abordent majoritairement l'influence du confinement sur les caractéristiques de la source incendie Beyler 1991, Pretrel 2005, Pretrel 2004 ainsi que sur les écoulements eux-mêmes Hinkley 1995, Cooper 1995, Hostikka 1998. Pour ces configurations, s'ajoute à la situation en milieu semi-ouverte, une complexité provenant du confinement qui entraîne une modification progressive du gaz environnant (diminution de l'oxygène, augmentation de la température, présence de suies). Des études sur l'entraînement d'air lors du processus de remplissage sont abordées Baines et Turner 1969.

L'analyse des acquis scientifiques montre que la problématique de la propagation lors de feux confinés en multi-locaux est un challenge tant sur le plan de la modélisation que de la description physique. Les problématiques spécifiques que posent ce type d'écoulement sont notamment :

Le caractère tri-dimensionnel et turbulent des écoulements, en raison des géométries complexes.  
Ceci implique une analyse détaillée des écoulements (maillage important pour une approche numérique ou nombre élevé de points de mesure pour une approche expérimentale),

L'influence de la géométrie sur la nature des écoulements: écoulements à travers des orifices (présence d'ouvertures spécifiques telles qu'une porte, trou, bouche de transfert), écoulements déviés par des obstacles (plafond, parois, éléments de ventilation),

Présence de plusieurs phénomènes physiques couplés à l'origine des écoulements: processus de combustion, rayonnement, transferts thermiques vers les enceintes, milieu semi-transparent (présence de suies), écoulements à densité variable.

Pour les configurations d'incendie en milieu confiné et à plusieurs enceintes, les thèmes nécessitant des besoins de recherche sont:

Les panaches thermiques verticaux et/ou déversants en milieu stratifié ou dans des enceintes de dimension réduite,

Les écoulements dans le champ proche de la source incendie,

Description détaillée des écoulements de transfert entre les enceintes: portes ouvertes (épaisseur de l'écoulement, angle d'injection), orifices de transfert de type grille, section verticale ou horizontale, influence du confinement sur ces écoulements,

Les mécanismes de remplissage et de stratification des fumées dans des enceintes de volume réduit par rapport à la puissance de l'incendie,

L'influence de la ventilation mécanique sur les écoulements dans des enceintes fermées (désenfumage, pilotage de la ventilation, rôle des clapets coupe-feu).

### **A.III Les moyens d'étude**

De nombreuses études expérimentales dans le domaine de la propagation des fumées d'incendie sont initiées. Elles peuvent être classées selon deux approches à échelle réduite, et à échelle réelle.

Les approches expérimentales sur maquette présentent comme avantages la facilité de mise en œuvre, la multiplicité des essais et la mise en œuvre de métrologie fine telles que les techniques PIV (vélocimétrie par images de particules), LDV (vélocimétrie laser par effet Doppler). L'approche à échelle réduite nécessite d'identifier des lois de similitude et d'aborder les problèmes d'effet d'échelle. Deux grandes familles de dispositifs sont rencontrées: thermique ou isotherme. Le premier est utilisé pour étudier le comportement du feu (processus de combustion, aspects thermiques, production des suies) dans des espaces confinés ou sous-ventilés dans des maquettes dites "chaudes". Les travaux menés par l'équipe de J.G. Quintiere à l'université du Maryland peuvent être cités comme exemple Quintiere 1978, Utiskul 2005. Plus récemment, Pierce 2007 ont investigué les interactions entre le développement du feu, la production des suies et les échanges radiatifs présents dans un compartiment (cf. §C.I). L'approche isotherme quant à elle s'intéresse à l'aspect aéraulique en se concentrant sur l'étude de la propagation et le contrôle des fumées dans des maquettes dites densimétriques, adiabatiques ou encore "froides". Les expériences de Steckler 1986, de Lin 2002, Lin 2007 ou de Philips 2004 peuvent être données en exemple pour les études concernant les écoulements entre différents compartiments. Une étude bibliographique plus complète sur l'approche expérimentale densimétrique est présentée dans le Chapitre B: au paragraphe B.I.

Les approches à échelle 1 permettent d'observer le comportement de l'incendie et des écoulements de fumées dans des situations réelles. Elles permettent de montrer la complexité d'un incendie en s'affranchissant des effets d'échelle. En outre, elles sont essentielles pour la constitution de bases de données de référence indispensables à la validation de modélisations numériques ou expérimentales. Cependant, elles sont complexes à mettre en œuvre (coût, sécurité), ce qui limite le nombre d'essais réalisables ainsi que l'utilisation de certaines techniques de mesure. Ces approches sont menées par des organismes institutionnels (SP Suède, NIST USA, FM Global Angleterre, INERIS et IRSN, France). Une étude de référence très souvent utilisée pour la validation des codes de calculs est celle de Steckler 1986. Elle concerne des feux de brûleurs à gaz dans une enceinte ouverte vers l'extérieur par une porte. Un autre exemple sont les essais de He 1999 qui portent sur l'écoulement de fumées au niveau d'une ouverture et menés dans une configuration multi-locaux réelle avec aménagement des pièces (présence de mobilier). L'approche à grande échelle est également utilisée pour l'étude du désenfumage dans les atriums dans le but de positionner de manière optimale les bouches d'extraction du système de ventilation Yi 2005. Dans le cadre de recherche incendie dans les tunnels, des campagnes scientifiques à grande échelle sont également très souvent entreprises (Eureka project 1995, Memorial Tunnel Fire Ventilation Test Program 1995). En France, le dispositif DIVA de l'IRSN, construit en 2000, est exploité dans le cadre de différents programmes de recherche internationaux comme PRISME mené sur les phénomènes de propagation des fumées ou PICSEL mené sur la combustion des armoires électriques.

L'approche numérique est également utilisée pour l'étude de la propagation des fumées.

Les outils numériques sont fortement utilisés de part leur souplesse d'utilisation et leur coût réduit. Cependant, leur utilisation nécessite une qualification (comparaison avec des données de référence numériques ou expérimentales) et le choix des modèles physiques appropriés (modèles de turbulence, de rayonnement, de combustion...). En outre, ils peuvent présenter des temps de calculs importants dans le cas de géométries complexes. Différents codes sont utilisés, des codes à zone (codes SYLVIA pour l'IRSN, CFAST pour le NIST, MAGIC pour EDF...) ou des codes à champs (codes ISIS pour l'IRSN, Fire Dynamic Simulator FDS pour le NIST, CFX et Fluent...).

Le code à zone est une modélisation simplifiée par zones donnant les grandeurs moyennes de l'incendie (position de l'interface thermique, température moyenne des couches chaude ou froide). Son utilisation est validée et appropriée pour des configurations semi-ouvertes.

Le code à champs par définition permet une modélisation plus détaillée et peut prendre en compte plus de phénomènes physiques. Pour l'étude de la propagation des fumées, et en raison du caractère multidimensionnel de celle-ci, les codes à champs sont souvent utilisés afin notamment d'identifier les zones "à risques" difficilement quantifiables avec les codes à zones. Les travaux sur des configurations multi-locaux confinés et ventilés mécaniquement sont peu nombreux Ping Chung 1998, Posner 2003 et n'ont été abordés que plus récemment en raison de la complexité de la modélisation (appréhension de la turbulence, prise en compte de l'effet en retour sur le terme source notamment, échanges de chaleur avec les parois,...).

#### **A.IV Les travaux de thèse**

La thématique de la thèse entre dans le cadre des actions de recherche sur l'incendie menées à l'Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire (IRSN) en réponse aux préoccupations de sûreté vis à vis du risque d'incendie dans les installations nucléaires. Elle concerne la propagation des fumées produites lors d'un incendie dans des locaux confinés et ventilés mécaniquement (incendies de compartiment). Pour une configuration typique des installations nucléaires, il s'agit d'étudier les mécanismes physiques qui conduisent à la propagation des fumées générées par un feu situé dans un local dit "local source" vers un local voisin dit "local cible".

Les mécanismes physiques en jeu (convection naturelle induite par un gradient de densité et convection forcée générée par la présence d'un système de ventilation mécanique) et la géométrie multi-locaux conduisent à des écoulements complexes pouvant avoir en retour une influence sur la combustion. L'étude de la phénoménologie des écoulements et leur description sont ainsi un enjeu fondamental pour la compréhension globale du scénario d'incendie et pour l'évaluation des risques. La thèse s'attache à décrire les écoulements de gaz (qualitativement et quantitativement), à les analyser (identifier les mécanismes physiques en jeu et leurs interactions) et à identifier et quantifier l'influence de paramètres comme la puissance du feu, la géométrie des ouvertures et la configuration géométrique choisie.

En outre, un objectif complémentaire est le développement et la mise au point de métrologie fine pour la mesure de vitesse des écoulements (Visualisations par tomographie laser, mesures de vitesse par image de particules PIV) sur des échelles réduites et des échelles plus grandes (voire réelles comme celles du dispositif DIVA).

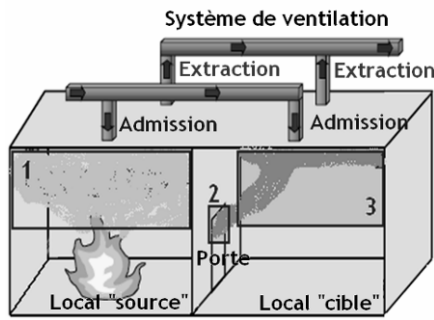


Figure A-1: Schéma de la configuration étudiée

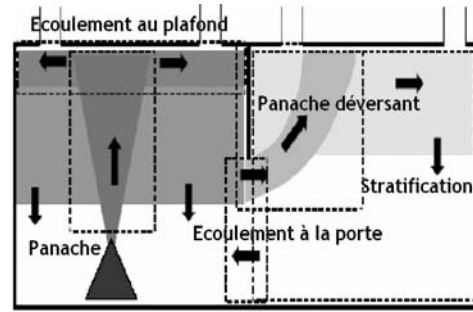


Figure A-2: Illustration des écoulements de fumées étudiés

Comme l'illustre la Figure A-1, la configuration géométrique visée comprend deux locaux connectés entre eux par une ouverture de type porte. Les locaux sont isolés de l'extérieur (confinés) et ventilés mécaniquement par un réseau de ventilation. Pour cette configuration, le scénario incendie se déroule comme suit: un feu se déclare dans le premier compartiment dit "source", les fumées remplissent le local jusqu'à atteindre la porte; elles se propagent alors vers le local voisin dit "cible" en formant un panache déversant; le processus de remplissage est de nouveau observé dans le local "cible". Les écoulements étudiés dans le cadre de la thèse sont le remplissage du local "source", l'écoulement des fumées au niveau de la porte et le panache déversant dans le local "cible" (Figure A-2). Ces écoulements sont retenus car ils représentent des zones de fortes concentrations en suies et de températures élevées qui peuvent s'avérer dangereuses vis-à-vis d'une installation. Ils représentent également des grandeurs importantes pour les échanges thermiques au sein du dispositif.

Une approche uniquement expérimentale est retenue afin d'étudier des écoulements tridimensionnels complexes, de réaliser des études paramétriques et de fournir des données expérimentales pour la qualification des codes de calculs. La méthode choisie repose sur la combinaison de trois approches expérimentales:

Une approche isotherme à échelle réduite utilisant un mélange isotherme de faible densité,

Une approche thermique à échelle réduite basée sur la combustion de petits bacs d'hydrocarbure,

Une analyse d'essais incendie à pleine échelle.

L'approche isotherme à échelle réduite permet une étude analytique des mouvements de fluides uniquement pilotés par les écarts de densité. Le dispositif est très simple de mise en œuvre et permet de représenter de forts écarts de densité avec le milieu ambiant en utilisant un mélange d'air et d'hélium. Cette technique, avérée efficace pour l'étude des écoulements de fumées dans les tunnels, est étendue à des configurations multi-locaux de taille réduite. Avec cette approche, seul l'aspect aérodynamique des écoulements peut être étudié, les aspects thermiques tels que le rayonnement, les pertes thermiques ou la présence de suies n'étant pas représentés.

L'approche thermique à échelle réduite est définie en support à l'approche isotherme afin de mettre en évidence les phénomènes issus de la combustion agissant sur les mouvements de fumées. Les fumées sont générées par la combustion d'un hydrocarbure placé dans un bac de faible diamètre.

L'approche incendie à échelle 1 est menée dans le but d'observer le comportement des fumées en situation réelle. Les fumées sont générées par des feux de nappe d'hydrocarbure. Cette



approche constitue une base de données de référence pour la description des écoulements.

Les deux maquettes développées pour les approches à échelle réduite sont exploitées à l'université de la Méditerranée, dans le laboratoire IUSTI (Institut Universitaire des Systèmes Thermiques et Industriels) UMR 6595. L'approche à échelle 1 est menée au Laboratoire d'Expérimentation des Feux de l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire. Les expérimentations sont réalisées dans le dispositif DIVA (Dispositif d'étude de l'Incendie, de la Ventilation et de l'Aéro-contamination) dans le cadre du programme de recherche international PRISME (PRopagation Incendie Scenarii Multi-locaux Elémentaires).

Les finalités de ce travail de thèse sont:

Mieux comprendre les mécanismes de propagation des fumées dans la configuration étudiée, et ainsi proposer des corrélations permettant de modéliser physiquement ces mécanismes,

Fournir des banques de données expérimentales détaillées sur l'écoulement de transfert au niveau d'une porte ouverte entre deux locaux et sur la morphologie du panache déversant dans le local "cible",

Apporter des connaissances pour l'évaluation des risques relatifs à l'incendie.

Ce mémoire est divisé en trois parties relatives à chacune des approches:

Le Chapitre B: il présente l'approche expérimentale isotherme des écoulements de fumées dans une configuration typique des installations nucléaires, deux locaux de volume identique connectés entre eux par une porte ouverte et reliés à un système de ventilation. L'objectif de ce chapitre est de décrire et de comprendre les écoulements de fumées en considérant uniquement les forces de flottabilité dues à la différence de masse volumique. Les aspects thermiques d'un feu réel sont ignorés. Une explication détaillée de la méthodologie de simulation d'un panache thermique par un jet de faible masse volumique est donnée. Une première étude qualitative est ensuite menée, elle permet de mettre en évidence les caractéristiques mesurables des écoulements choisis: remplissage dans le local "source", écoulement à la porte, panache déversant dans le local "cible". Dans les derniers paragraphes, ces écoulements sont étudiés en détail de manière quantitative.

Le Chapitre C: il présente l'approche thermique des écoulements de fumées à échelle réduite. L'objectif est de mettre en évidence le rôle des aspects thermiques rencontrés lors d'un incendie réel sur les écoulements de fumées: présence d'un processus de combustion, du rayonnement de la flamme, présence de suies et pertes thermiques au niveau des parois. Cette approche permet en outre de fournir une base de données pouvant être comparée à l'approche isotherme et enfin de réaliser des mesures fines difficilement réalisables à grande échelle. Une étude préliminaire sur le terme source est menée. Grâce à cette première étape, un terme source est choisi pour l'étude des écoulements de fumées. Après avoir abordé les deux approches de façon indépendante, le dernier paragraphe du Chapitre C: porte sur des comparaisons qualitatives et quantitatives entre les deux méthodologies à échelle réduite. Ce chapitre permet de donner des premières conclusions quant à la simulation des fumées d'incendie par un mélange léger d'air et d'hélium.

Le Chapitre D: porte sur la campagne d'essais réalisée à échelle réelle dans le dispositif DIVA de l'IRSN. Un premier paragraphe est consacré à la description du dispositif expérimental, de

l'instrumentation (dont notamment la mise en place de visualisations par tomographie laser) et des essais. L'analyse des mesures réalisées au niveau de la porte et dans le panache déversant est ensuite menée. Un dernier paragraphe est consacré aux différents croisements possibles entre les trois approches utilisées. Enfin, l'analyse des croisements effectués permet de mettre en évidence d'une part la pertinence de l'utilisation d'une maquette densimétrique pour étudier les mouvements de fumées pour des configurations complexes.

A la suite de ces trois parties, une conclusion générale à cette étude est donnée. Cette conclusion regroupe différentes questions qui se sont posées au cours de ces trois années de travail et dont les réponses ont fait avancer l'étude dans certaines directions.

La région Provence Alpes Côte d'Azur a apporté son soutien financier (bourse BDO).

La société TSI France a apporté son concours technique pour la mise en œuvre des techniques de mesures optiques.

---

## CHAPITRE B: APPROCHE ISOTHERME A ECHELLE REDUITE

---

*Ce chapitre présente l'approche expérimentale isotherme des écoulements de fumées dans une configuration typique des installations nucléaires, deux locaux de volume identique connectés entre eux par une porte ouverte et reliés à un système de ventilation. L'objectif de ce chapitre est de décrire et de comprendre les écoulements de fumées en considérant uniquement les forces de flottabilité dues à la différence de masse volumique. Les aspects thermiques d'un feu réel sont ignorés.*

*Ce chapitre est découpé de la façon suivante:*

*Paragraphe B.I: étude bibliographique des différentes approches isothermes rencontrées dans la littérature.*

*Paragraphe B.II: description de la méthode visant à reproduire les fumées produites par un incendie par l'injection continue d'un fluide de faible masse volumique (mélange air/hélium).*

*Paragraphe B.III: description du dispositif expérimental ainsi que de l'instrumentation.*

*Paragraphe B.IV: approche préliminaire des écoulements. Cette étude qualitative permet d'identifier les caractéristiques mesurables des écoulements: le processus de remplissage dans le local "source", l'écoulement de transfert au niveau de la porte et le panache déversant dans le local "cible".*

*Paragraphe B.V: étude du terme source. L'objectif est de déterminer dans quelle mesure le comportement d'un jet de faible masse volumique représente celui d'un panache de fumées générées par un incendie réel.*

*Paragraphe B.VI: étude du processus de remplissage du local "source".*

*Paragraphe B.VII: étude de l'écoulement de transfert au niveau de la porte.*

*Paragraphe B.VIII: étude du panache déversant dans le local "cible".*

*Enfin, une conclusion est donnée pour faire une synthèse des différents résultats obtenus dans ce chapitre.*

### **B.I Etat de l'art**

De nombreuses études traitant de l'aspect aéraulique des écoulements de fumées (propagation, contrôle, désenfumage) produites par un incendie sont rencontrées dans la littérature. Ces travaux sont menés sur des maquettes isothermes dans lesquelles le panache thermique induit par une combustion est reproduit par un jet de faible masse volumique. Trois types de techniques sont relevés. La technique la plus couramment utilisée est l'injection de solutions salines de concentrations différentes dans de l'eau pour des configurations géométriques complexes. On peut citer comme exemple l'étude expérimentale de Morton 1956 réalisée afin de valider leurs corrélations définissant le modèle de panache idéal. Les modèles de remplissage de type "filling-box" (modèle par zones) ont été validés à partir de cette approche

densimétrique Baines 1969, Hunt 2001, Kaye 2004, Kaye 2007. Les écoulements de transfert entre locaux au niveau d'une ou plusieurs ouvertures (porte ou fenêtre) sont également étudiés dans ce type de maquette Lin 2002, Philips 2004. A titre d'illustration, la Figure B-1 présente les résultats de l'étude de Lin 2002, avec des images représentant l'évolution du remplissage dans les locaux "source" (compartiment de gauche) et "cible" (compartiment de droite). Un autre exemple est celui de Yao 2006 qui utilise une maquette "eau salée" pour caractériser l'écoulement de fumées le long d'un plafond (Figure B-2).

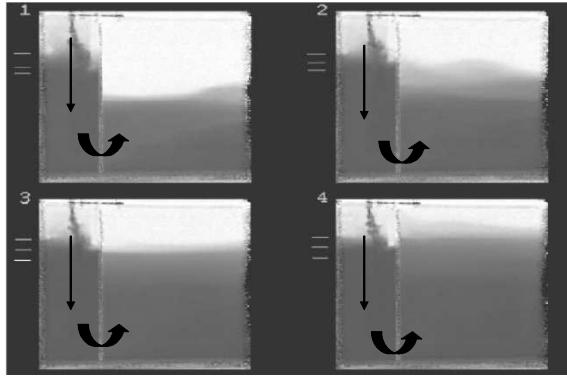


Figure B-1 : Visualisations obtenues pour une étude avec solutions salines (Lin 2002)

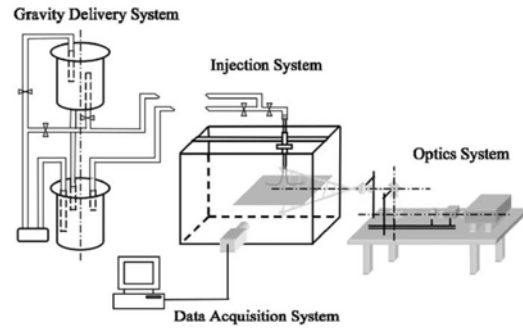


Figure B-2 : Exemple d'application d'une maquette à solutions salines (Yao 2006)

Une deuxième technique de simulation consiste à reproduire le panache de fumées en produisant par électrolyse de fines bulles d'hydrogène dans de l'eau (Figure B-3). Une seule application a été trouvée dans la littérature (Li 2003), dans laquelle les effets d'une pente imposée à un tunnel sont étudiés (Figure B-4).

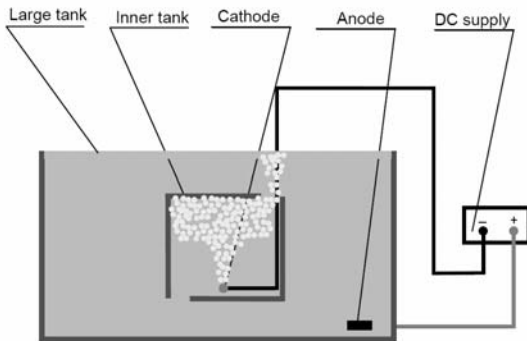


Figure B-3 : Principe de fonctionnement d'une « maquette à fines bulles d'hydrogène » (Li 2003)

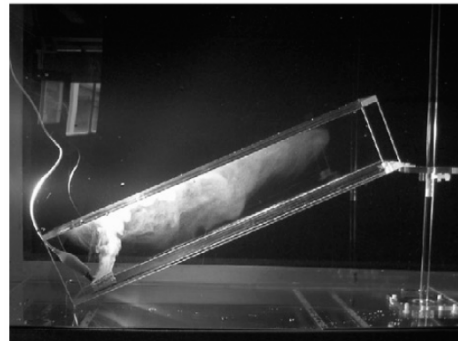


Figure B-4 : Exemple d'application d'une « maquette à bulles d'hydrogène » (Li 2003)

Une dernière méthode de simulation du panache de fumées d'incendie répertoriée se fait par l'injection continue d'un mélange léger d'air et d'hélium (approche isotherme ou densimétrique air/hélium). Cette technique a été utilisée par Shanley 1987 dans le but de caractériser un écoulement de fumées au passage d'une ouverture horizontale au niveau d'un plafond. Plus récemment, Bryant 2005 a étudié l'écoulement de fumées à une porte à partir de mesures de vitesses (dispositif expérimental donné Figure B-5).

La technique air/hélium a souvent été utilisée pour l'étude du contrôle et de l'extraction des fumées dans les tunnels (Figure B-6) Mégret 2000, Vauquelin 2005, Vauquelin 2002.



Figure B-5 : Montage expérimental de Bryant 2005

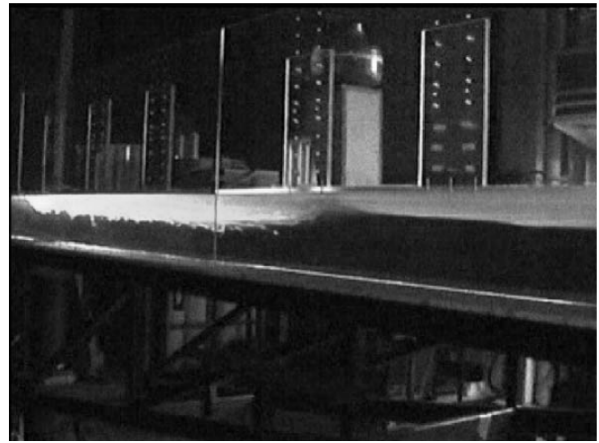


Figure B-6 : Visualisations par tomographie laser d'un tunnel (Vauquelin 2005)

Dans le cadre de notre étude cette dernière technique a été choisie. Il est important de garder en mémoire que l'approche densimétrique a pour objectif de représenter des fumées d'incendie en ignorant la combustion ainsi que les transferts thermiques tels que le rayonnement et les pertes aux parois. Cette représentation étant un modèle simplifié, il sera indispensable d'en appréhender systématiquement ses limites.

## B.II Méthodologie de simulation d'un panache d'incendie par un jet de faible masse volumique (mélange air/hélium)

L'approche isotherme air/hélium est retenue pour simuler les fumées générées lors d'un incendie par l'injection continue d'un mélange léger d'air et d'hélium dans de l'air au repos. L'objectif de cette technique est de représenter au mieux la dualité entre les forces de flottabilité et d'inertie rencontrée dans un panache thermique. Le principal intérêt de cette méthode est de pouvoir étudier les mouvements des fumées dans des configurations géométriques multiples, en laboratoire, dans des conditions normales et sans flamme. Ce modèle représente des conditions adiabatiques pour lesquelles les forces de flottabilité sont les forces qui gouvernent les mouvements fluides. Dans la suite du chapitre, le terme "fumées" sera remplacé par "mélange léger".

Comme le montre la Figure B-7, la démarche est divisée en deux étapes. La première consiste à identifier les analogies entre un panache thermique et un jet de faible densité constitué d'un mélange d'air et d'hélium. La deuxième étape consiste à réduire l'échelle d'étude en respectant des lois de similitude.

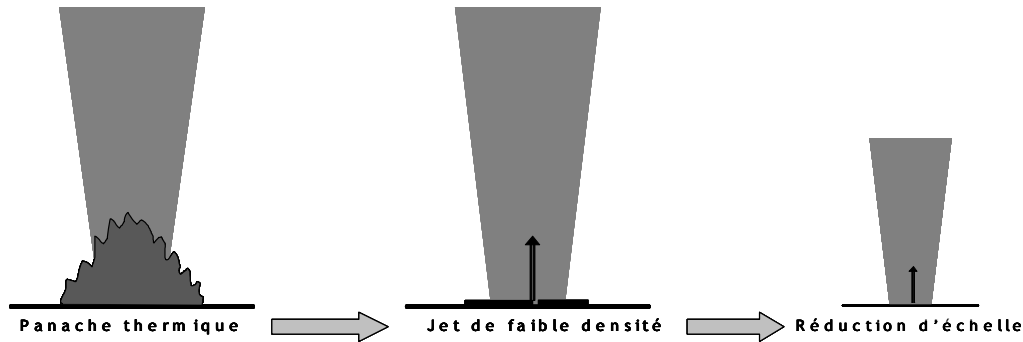


Figure B-7: Modélisation en deux étapes d'un panache thermique par un jet de faible densité à petite échelle

La première étape consiste à faire l'analogie entre la puissance convective du panache thermique et celle du débit de flottabilité du jet. Pour un feu réel la puissance convective du foyer est exprimée de la façon suivante:

$$Q_c = \rho_f C_{p_f} q_f (T_f - T_{air}) = T_{air} C_{p_f} q_f (\rho_{air} - \rho_f) \quad \text{Équation B-1}$$

Avec  $q_f$  le débit volumique des fumées,  $T_f$  la température moyenne,  $\rho_f$  la masse volumique et  $C_{p_f}$  sa chaleur spécifique. En assimilant les fumées à un gaz parfait à pression constante ( $\rho_{air} T_{air} = \rho_f T_f$ ), la puissance convective peut se réécrire en fonction d'un écart de masses volumiques.

La masse volumique des fumées simulées est calculée comme étant la masse volumique du mélange d'air et d'hélium.

$$\rho_f = \rho_{air} - \frac{Q_c}{T_{air} C_{p_f} q_f} = \chi_{He} \rho_{He} + \chi_{air} \rho_{air} \quad \text{Équation B-2}$$

Avec  $\chi_{He}$  et  $\chi_{air}$  respectivement les fractions volumiques d'hélium et d'air présentes dans le mélange définis ci-dessous:

$$\chi_{He} = \frac{q_{He}}{q_{He} + q_{air}} \text{ et } \chi_{air} = \frac{q_{air}}{q_{He} + q_{air}} \quad \text{Équation B-3}$$

La fumée est représentée par un écoulement continu de débit volumique  $q_f$  : somme d'un débit volumique d'air  $q_{air}$  et d'un débit volumique d'hélium  $q_{He}$  :

$$q_f = q_{He} + q_{air} \quad \text{Équation B-4}$$

A partir de l'Équation B-1 et en introduisant l'Équation B-2, l'Équation B-3 et l'Équation B-4, l'expression de la puissance convective en fonction des caractéristiques du mélange d'air et d'hélium est obtenue :

$$Q_c = T_{air} C_{p_f} q_{He} (\rho_{air} - \rho_{He}) \quad \text{Équation B-5}$$

Cette relation montre que la puissance convective du mélange est fonction uniquement du débit d'hélium injecté quelle que soit la proportion d'air ajoutée. La fraction volumique d'air  $\chi_{air}$  dans le mélange air/hélium est un paramètre d'ajustement permettant de reproduire les écarts relatifs de densité : sans modification de la puissance convective simulée, l'ajout d'air permet de moduler la masse volumique du mélange à l'injection. Les termes  $\chi_{air}$  ou  $\chi_{He}$  interviennent dans l'expression de la masse volumique des fumées (Équation B-2) mais pas dans l'expression de la puissance convective (Équation B-5).

Pour un fonctionnement en laboratoire dans des conditions normales, à la température ambiante  $T_{air} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $C_{p_f} = 1 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  ( $C_{p_{fumées}} \approx C_{p_{air \text{ chaud}}}$ ),  $\rho_{air} = 1.22 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,  $\rho_{He} = 0.166 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ , la relation précédente conduit à l'équation ci-dessous, valable quel que soit le mélange air/hélium utilisé :

$$q_{He} = \frac{Q_c}{C_{p_f} T_{air} (\rho_{air} - \rho_{He})} = 3,3 Q_c \quad \text{Équation B-6}$$

Avec  $Q_c$  en MW et  $q_{He}$  en  $\text{m}^3/\text{s}$ .

D'après l'Équation B-6, le débit d'hélium peut être calculé à partir d'un terme source fixé  $Q_c$ . Cette relation indique que pour simuler un feu de puissance égale à 1 MW (ordre de grandeur pour les applications visées), il faudrait injecter plus de 3  $\text{m}^3/\text{s}$  d'hélium, ce qui est techniquement et scientifiquement inopportun. C'est la raison pour laquelle ces simulations sont uniquement intéressantes à échelle réduite.

La deuxième étape de la méthodologie de simulation consiste donc à réduire l'échelle de travail. Les écoulements de fumées d'incendie sont décrits par les équations de la mécanique des fluides, en considérant la force de flottabilité comme la seule force pilotant les mouvements de fluides. Dans le cas d'un panache axisymétrique stationnaire se développant dans un milieu au repos (Morton 1956), différentes hypothèses sont nécessaires à l'établissement des équations qui régissent ce type d'écoulement :

- La vitesse dans le panache n'a seulement qu'une composante verticale  $u$ , la vitesse d'entraînement d'air dans le panache  $U_{ent}$  est radiale et proportionnelle à la vitesse ascensionnelle locale :  $U_{ent} = \alpha u$ ,
- Des profils plats de vitesse et de masse volumique sont considérés ( $u$  et  $\rho$  dépendent uniquement de l'altitude  $z$ ),

Les équations de conservation s'écrivent (Vauquelin 2008):

$$\frac{dm}{dz} = \dot{m}_{ent} \Rightarrow \frac{d}{dz} \left[ \left( \frac{\rho}{\rho_\infty} \right)^j u b^2 \right] = 4\alpha \left( \frac{\rho}{\rho_\infty} \right)^{\frac{j}{2}} u b \quad \text{Équation B-7}$$

$$\frac{d}{dz} [mu] = (\text{Flottabilité}) - (\text{Frottement visqueux})$$

$$\Rightarrow \frac{d}{dz} \left[ \left( \frac{\rho}{\rho_\infty} \right)^j u^2 b^2 \right] = \frac{\rho_\infty - \rho}{\rho_\infty} g b^2 - (\text{Frottement visqueux}) \quad \text{Équation B-8}$$

$$\phi_{convectif} = \text{constante} \Rightarrow \frac{d}{dz} [(\rho_\infty - \rho) u b^2] = 0 \quad \text{Équation B-9}$$

Avec  $b$  le rayon du panache,  $\alpha$  le coefficient d'entraînement d'air,  $\rho$  la masse volumique du fluide,  $u$  sa vitesse ascensionnelle à la même altitude.

Dans ces équations,  $j$  est introduit pour prendre en compte à la fois les cas pour lesquels l'approximation de Boussinesq est appliquée ( $j=0$ ) et ceux du cas général ( $j=1$ ). L'approximation de Boussinesq considère la masse volumique variable dans le terme de flottabilité ( $\Delta\rho \neq 0$ ) et constante pour les autres termes du bilan de quantité de mouvement (Michaux 2008).

Dans l'Équation B-8, le terme de frottement visqueux apparaît, par la suite il est négligé devant les forces de flottabilité plus importantes dans la problématique abordée.

Par combinaison des équations de conservation de quantité de mouvement et de flux convectif, l'équation suivante est obtenue:

$$\frac{d}{dz^*} \left( U^{*2} b^{*2} \left( 1 - j \frac{\Delta\rho_0}{\rho_\infty} \Delta\rho^* \right) \right) = \left( \frac{\Delta\rho_0}{\rho_\infty} \right) \frac{gD}{W^2} \Delta\rho^* b^{*2} \quad \text{Équation B-10}$$

Les autres valeurs apparaissant dans l'équation sont  $U^*=u/W$ ,  $b^*=b/D$ ,  $\Delta\rho^*=\Delta\rho/\Delta\rho_0$  et  $z^*=z/D$ .  $b$  est le rayon du panache,  $u$  la vitesse ascensionnelle du panache et  $\Delta\rho=(\rho_\infty - \rho)$  l'écart de densité entre l'écoulement étudié et le milieu ambiant.  $W$ ,  $\Delta\rho_0=\rho_\infty - \rho_0$  ( $\rho_0$  étant la masse volumique à l'injection) et  $D$  sont respectivement une vitesse, une déficience en masse volumique et une longueur caractéristiques.

Dans le cas où l'approximation de Boussinesq est appliquée ( $j = 0$ ), le nombre de Richardson  $Ri$  ( $\Delta\rho_0/\rho_\infty \cdot gD/W^2$ ), qui traduit le rapport entre les forces de flottabilité et les forces d'inertie, est l'unique paramètre à conserver. Une distorsion de masse volumique entre la pleine échelle et la maquette peut être compensée avec une distorsion de la vitesse.

En revanche, dans le cas général non Boussinesq ( $j = 1$ ), en plus du nombre de Richardson,  $Ri$ , l'écart relatif de densité ( $\Delta\rho_0/\rho_\infty$ ) doit également être conservé entre la maquette et la pleine échelle. Ceci implique la conservation stricte du nombre de Froude ( $Fr = gD/W^2$ ). Et par conséquent pour une réduction d'échelle géométrique  $\alpha$ , le rapport entre les vitesses de l'échelle 1 et celles de l'échelle réduite est égal à  $\alpha^{1/2}$  le rapport des puissances et des débits sont égaux à  $\alpha^{5/2}$ . Le Tableau B-1 récapitule les différentes lois d'échelle à appliquer.



Grandeurs	Masse volumique	Longueur	Temps	Vitesse	Débit	Puissance
Rapport	$\alpha^0$	$\alpha$	$\alpha^{1/2}$	$\alpha^{1/2}$	$\alpha^{5/2}$	$\alpha^{5/2}$

**Tableau B-1: Récapitulatif des lois de similitude permettant de passer d'une échelle réduite (rapport d'échelle  $\alpha$ ) à une échelle réelle**

Ces lois d'échelle sont établies dans le cadre d'une similitude restreinte. En effet, la conservation du nombre de Reynolds,  $Re$ , représentant la dualité entre les forces d'inertie et les forces visqueuses n'est pas respectée entre les différentes échelles et ne correspond pas à la problématique de l'étude (terme de frottement visqueux dans l'équation de conservation de quantité de mouvement négligé). Il sera cependant nécessaire de s'assurer que le caractère turbulent des écoulements étudiés soit respecté sur les différents dispositifs.

Pour terminer ce paragraphe, les limites de la simulation d'un panache thermique par un jet de faible masse volumique concernent d'une part la non représentation du processus de combustion, et d'autre part le fait qu'un jet possède une quantité de mouvement initiale contrairement au panache. Ceci limite la pertinence de l'analogie panache/jet au moins dans la zone de champ proche, c'est la raison pour laquelle les simulations réalisées dans l'approche isotherme ne prétendent s'appliquer qu'en champ lointain.

### B.III Description du dispositif expérimental

La maquette isotherme utilisée dans le cadre de ce travail est constituée de deux locaux, un local dit "source" qui représente le local dans lequel se déroule l'incendie, et un local adjacent dit "cible". Ces deux locaux, de mêmes dimensions (790 mm de hauteur sur 1000 mm de long et 1200 mm de largeur, soit  $0.96 \text{ m}^3$ ), sont connectés par une ouverture simulant une porte (144 mm de largeur \* 430 mm de hauteur). L'enceinte (2000 mm \* 2400 mm \* 790 mm) repose sur un châssis métallique (Figure B-8). Les dimensions sont celles du dispositif expérimental DIVA de l'IRSN avec un facteur d'échelle de  $1/5^{\text{ième}}$ . Elle est composée sur les côtés, sur l'avant et au plafond de parois en plexiglas (épaisseur 15 mm) afin de pouvoir réaliser des visualisations par tomographie laser et des mesures de vitesses par techniques laser non intrusives. Les parois arrières ainsi que la paroi de séparation sont en bois (épaisseur 18 mm).

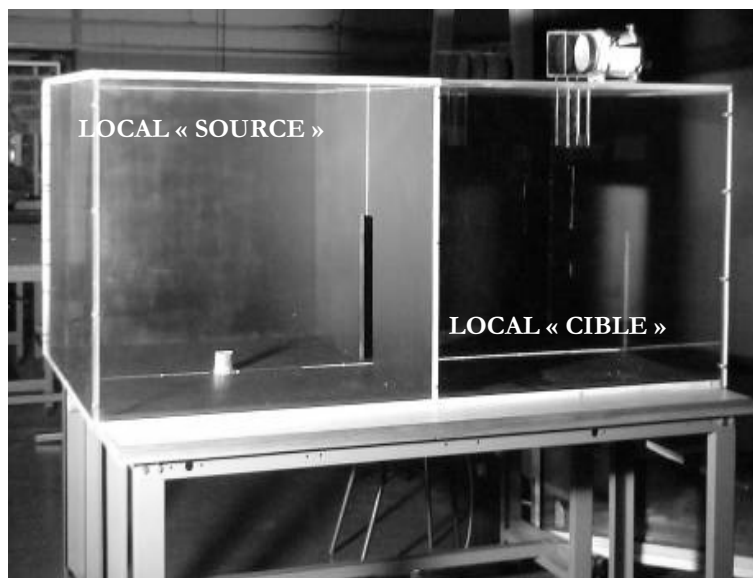


Figure B-8: Photographie de la maquette isotherme

Un mélange d'air et d'hélium aux proportions ajustables est injecté dans le local "source" afin de simuler le comportement des fumées. L'injection de ce mélange est assurée par une conduite cylindrique ( $D = 60 \text{ mm}$ ) reliée au local "source". Pour éviter une montée en pression du dispositif liée à l'apport de masse, cette conduite débouche au niveau du sol du local "source" par une ouverture de diamètre  $D = 100 \text{ mm}$  laissée à l'air libre. Les débits des deux gaz sont contrôlés en amont par des débitmètres massiques thermiques (Bronkhorst High-Tech série E-7000, précision  $\leq 1\%$ ). Les deux gaz sont délivrés par des bouteilles de gaz de type B50 (50 litres) placées à proximité du dispositif expérimental. Le mélange aux proportions souhaitées est réalisé dans une unité spécifique. Avant d'être injecté dans le dispositif, il estensemencé (pour les essais qui le nécessitent) par des particules solides de sels d'ammonium obtenues par la réaction d'acide chlorhydrique HCl sur de l'ammoniaque  $\text{NH}_3$  (Figure B-9). Cette réaction est une réaction classique acide-base de type  $(\text{H}_3\text{O}^+ + \text{NH}_3 \rightarrow \text{H}_2\text{O} + \text{NH}_4^+)$  à partir de laquelle des cristaux de petite taille se forment (taille  $\sim 10 \mu\text{m}$ ). La photographie du montage d'injection du mélange de gazensemencé est donnée en Figure B-10.

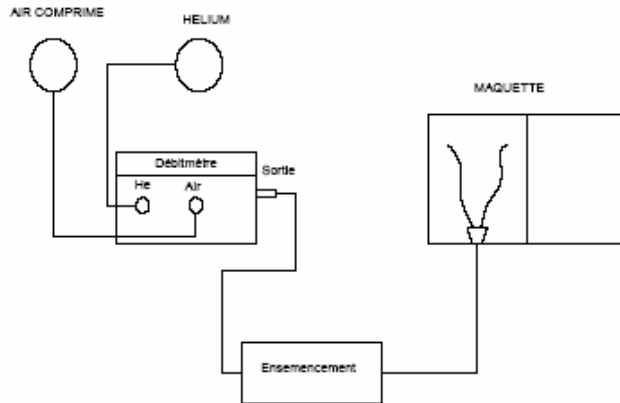


Figure B-9: Schéma du dispositif isotherme

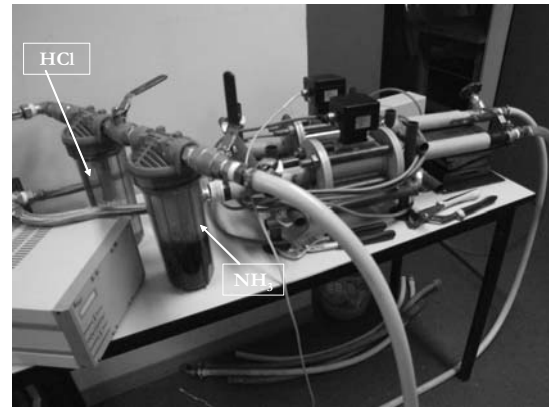


Figure B-10: Photographie du système d'ensemencement

Un système de ventilation est mis en place afin de pouvoir ventiler mécaniquement le local "cible". Ce système comprend des conduites en PVC (diamètre 50 mm) reliées par des raccords type tuyère à des ventilateurs (diamètre 100 mm). Ces ventilateurs sont reliés à la maquette par des bouches d'extraction et d'admission fabriquées en plexiglas (cf. Figure B-11). Les puissances de soufflage et d'extraction sont ajustées par deux potentiomètres reliés chacun à des ventilateurs. Le débit de ventilation est déterminé par une mesure de vitesse (sonde de vitesse à fil chaud TESTO modèle testo425) dans la gaine.

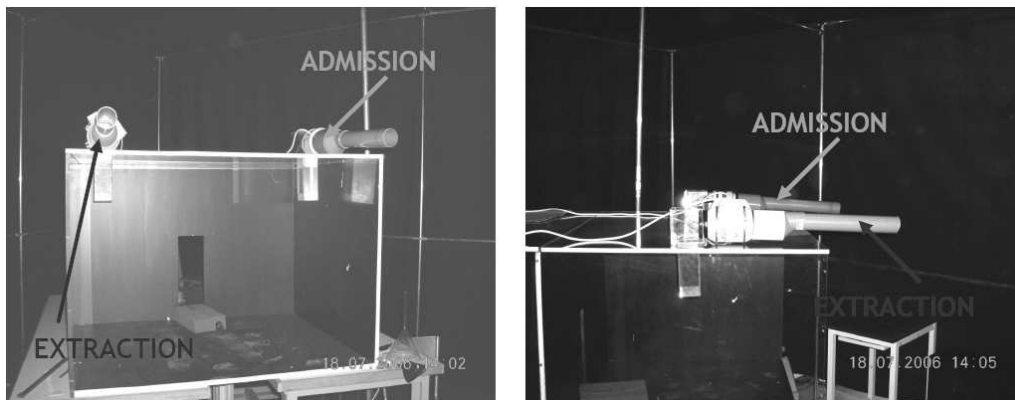


Figure B-11: Système de ventilation dans le local "cible" de la maquette adiabatique

Le ventilateur placé à l'admission est un modèle S&P série Mixvent-TD (TD-160), son débit maximal est de 160 m<sup>3</sup>/h. Le ventilateur placé à l'extraction est un modèle CATA MT 125, son débit maximal est de 130 m<sup>3</sup>/h. Le taux de renouvellement d'air est donné par la formule suivante:

$$TR(h^{-1}) = 3600 \frac{\text{débit extrait}}{\text{volume du local}} = 3600 \frac{\text{débit injecté}}{\text{volume du local}} \quad \text{Équation B-11}$$

Les gammes de débit testé sont compris dans l'intervalle (1-10) m<sup>3</sup>/h afin d'assurer des taux de renouvellement TR de l'ordre de 1 à 10 h<sup>-1</sup>. Ces valeurs sont des ordres de grandeur de TR utilisé à échelle réelle. D'après l'Équation B-11, le TR varie comme l'inverse d'un temps, il est donc nécessaire de passer par la loi de similitude (Tableau B-1) pour obtenir la gamme de TR utilisée à échelle réduite:  $(TR)_{\text{maquette}} = (TR)_{\text{réel}} * \alpha^{-1/2}$ .

La bouche d'admission d'air frais dans le local "cible" peut être en position haute ou

basse.

Les mesures effectuées dans l'approche expérimentale isotherme ont pour objectif d'étudier d'une part les caractéristiques géométriques des écoulements et d'autre part leur dynamique. Les grandeurs recherchées sont (cf. Figure B-12):

- La position  $Z_{int}$  de l'interface dans le local "source",
- Les masses volumiques dans le local "source" et au niveau de la porte
- L'épaisseur  $D_0$  de la couche de mélange à la porte,
- La vitesse d'écoulement au niveau de la porte et son angle d'injection  $\phi_0$ ,
- La trajectoire et le point d'impact ( $x_0$ ) du panache déversant dans le local "cible".

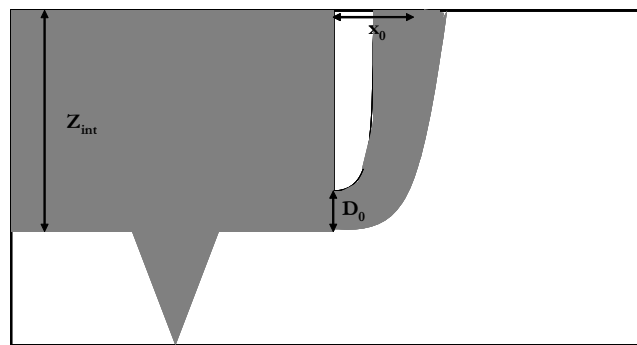


Figure B-12: Schématisation des caractéristiques géométriques recherchées

Pour obtenir ces différentes caractéristiques, les techniques de mesures utilisées sont les suivantes:

### Visualisations par tomographie laser :

Le principe de la visualisation par tomographie laser consiste à créer un plan laser et de le visualiser en plaçant perpendiculairement à celui-ci des caméras ou des appareils photographiques. Le plan laser est obtenu par un laser argon continu (puissance en sortie directe 6 W, en sortie de fibre 3,5 W, longueur d'onde 514 nm). Les systèmes de prises de vue sont une caméra rapide (TSI, PowerView HS-650, résolution 1280 \* 1024 pixels, temps d'exposition variable) et/ou une caméra numérique (Sony 3 MégaPixels) et/ou un appareil photographique (FujiFilm 9 MégaPixels). Cette métrologie permet d'analyser le comportement général des écoulements et de mesurer après traitement d'images, les hauteurs d'interface, l'épaisseur  $D_0$ , la trajectoire du panache déversant et son point d'impact.

### Mesures de vitesses par vélocimétrie laser par effet Doppler (LDV):

Des mesures ponctuelles de vitesses sont réalisées par vélocimétrie laser à effet Doppler (LDV pour Laser Doppler Velocimetry). Un système LDV (de type émission-réception) est utilisé (modèle LDP-100 TSI). Il comprend un laser qui génère un volume de mesure au point considéré et un récepteur qui traite le signal renvoyé par une particule passant dans ce volume de mesure. De plus amples détails sur la technique de mesure sont donnés en annexes §F.I.1. Le laser utilisé est une diode laser hélium/néon (puissance 200 mW, longueur d'onde 686 nm). Un

système d'acquisition est couplé au système LDV. Il comprend une boîte de synchronisation pour traiter le signal (TSI) et un ordinateur. Cette métrologie est utilisée pour les mesures de vitesses dans l'axe du jet air/hélium dans le local "source".

### Mesures de vitesses par vélocimétrie par images de particules (PIV):

Des cartographies de vitesses sont obtenues par vélocimétrie par images de particules (PIV pour Particle Image Velocimetry). Le système PIV (de la société TSI) comprend un laser Nd-YAG impulsionnel (puissances 4 W/10 W/45 W, longueur d'onde 1053 nm/527 nm/263 nm) qui génère un plan laser, une caméra rapide (TSI) et un ordinateur qui analyse les prises de vue (logiciel INSIGHT, TSI). Le principe général de la PIV consiste à enregistrer des images de particules d'ensemencement, en suspension dans l'écoulement, éclairées par une nappe laser à des instants successifs. La comparaison entre deux images successives permet de retrouver un intervalle de déplacement des particules présentes dans le fluide et ainsi obtenir le champ des vitesses de l'écoulement à un instant donné. Dans l'annexe §F.I.2 des précisions sont données sur cette technique de mesure. Cette métrologie est utilisée pour les mesures de vitesses à la porte et dans le panache déversant.

### Mesures de masse volumique de mélange:

Les mesures de la masse volumique de mélange sont déduites de la mesure en concentration d'oxygène par la relation:

$$\rho = \frac{\chi_{O_2}}{21} \rho_{air} + \left(1 - \frac{\chi_{O_2}}{21}\right) \rho_{He} \quad \text{Équation B-12}$$

$\chi_{O_2}$  étant la mesure donnée par l'appareil.

Les mesures de concentration d'oxygène sont effectuées à l'aide d'une sonde de prélèvement (SETNAG, analyseur de traces d'oxygène, modèle JC15V, précision  $\pm 2\%$ ). Cet appareil mesure le pourcentage volumique de l'oxygène dans un mélange air/hélium donné. La jauge électrochimique de l'analyseur (Micropoas JC15V) est une jauge en zircone miniaturisée ( $d = 3$  mm et  $L = 10$  mm) à référence interne métallique. La zircone est un électrolyte solide qui devient conductrice d'oxygène à haute température (à partir de  $650^\circ\text{C}$ ). La jauge est donc placée à l'intérieur d'un four dans lequel circule le gaz à analyser. Le prélèvement du mélange gazeux est assuré par une sonde de diamètre  $d = 3$  mm et par une pompe externe, toutes deux reliées à l'analyseur. Un système de dérivation By-pass permet d'obtenir des débits d'aspiration importants dans la jauge électrochimique et donc des temps de réponse acceptables. Le temps de réponse de l'analyseur est donné inférieur à 2 s.

Ces mesures permettent de retrouver une température équivalente de fumées à partir de la densité du mélange air/hélium (Équation B-12) et de la loi des gaz parfaits (Équation B-13).

$$T = \frac{\rho_\infty T_\infty}{\rho} \quad \text{Équation B-13}$$

## B.IV Tests préliminaires

Des tests préliminaires sont entrepris afin d'étudier la faisabilité de l'approche isotherme air/hélium dans des volumes réduits confinés, peu voire pas ventilés. Cette étude consiste à identifier les caractéristiques mesurables des écoulements en présence et à réaliser une étude paramétrique sur la puissance convective et les niveaux de ventilation des locaux. La métrologie retenue est la visualisation par tomographie laser.

Ces tests sont effectués (Tableau B-2):

- Pour trois valeurs de puissance convective ( $Q_{conv} = 0,26, 0,77$  et  $2,33$  kW) et sans apport d'air ( $\chi_{He} = 100\%$ ),
- Pour trois taux de renouvellement du local "cible": ( $TR = 0, 11, 22$  h<sup>-1</sup>), le local "source" n'est pas ventilé. Les bouches d'admission et d'extraction dans le local "cible" sont situées en partie haute (Figure B-11).

Essais	Débit d'hélium $q_{He}$ (l/min)	Puissance convective $Q_{conv}$ (kW)	Taux de renouvellement TR du local cible (h <sup>-1</sup> )
1	150	0,77	0
2	150	0,77	11
3	150	0,77	22
4	50	0,26	11
5	450	2,32	11

Tableau B-2: Tableau récapitulatif des conditions d'essais

Pour les différents essais cités dans le Tableau B-2, les plans de visualisations par tomographie laser sont présentés Figure B-13. Le plan de visualisation y-z dans le local "cible" est situé entre la paroi séparant les deux locaux et les bouches du système de ventilation.

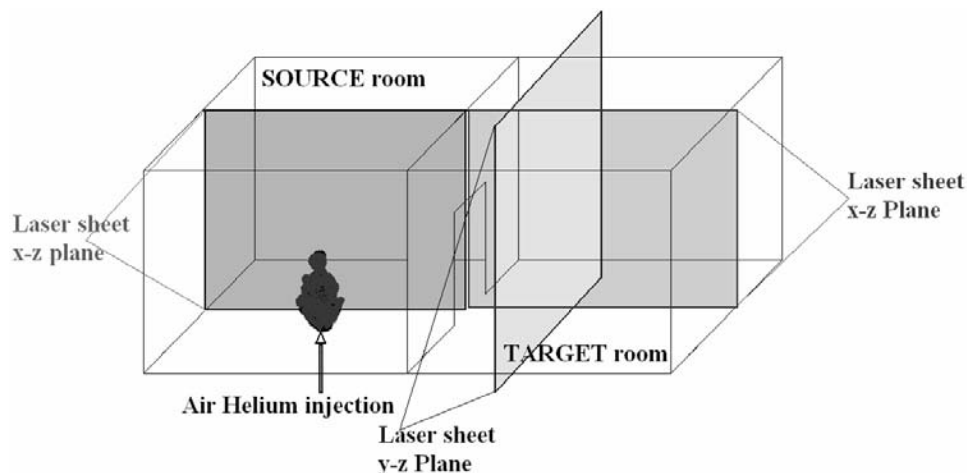


Figure B-13: Schéma illustrant les plans de visualisation par tomographie laser

La Figure B-14 présente des images instantanées extraites des films réalisés lors de l'essai n°2. Sur ces images, différentes phases sont observées: après impact du panache ascensionnel au plafond du local "source", les fumées se propagent vers les parois latérales; le remplissage du local

"source" est ensuite observé jusqu'à ce que les fumées atteignent la porte, où elles se propagent vers le local "cible" en formant un panache déversant. Le phénomène de remplissage est assez lent, les fumées atteignent la porte 30 s après le début de l'injection.

Lors de la montée du panache, de son impact au niveau du plafond ainsi qu'au niveau des parois latérales et lors de la phase de remplissage, le phénomène d'entraînement d'air est observé. Une stratification en deux zones, caractérisée par une interface nette entre la couche de fumées et l'air ambiant, apparaît (Figure B-14 (a)).

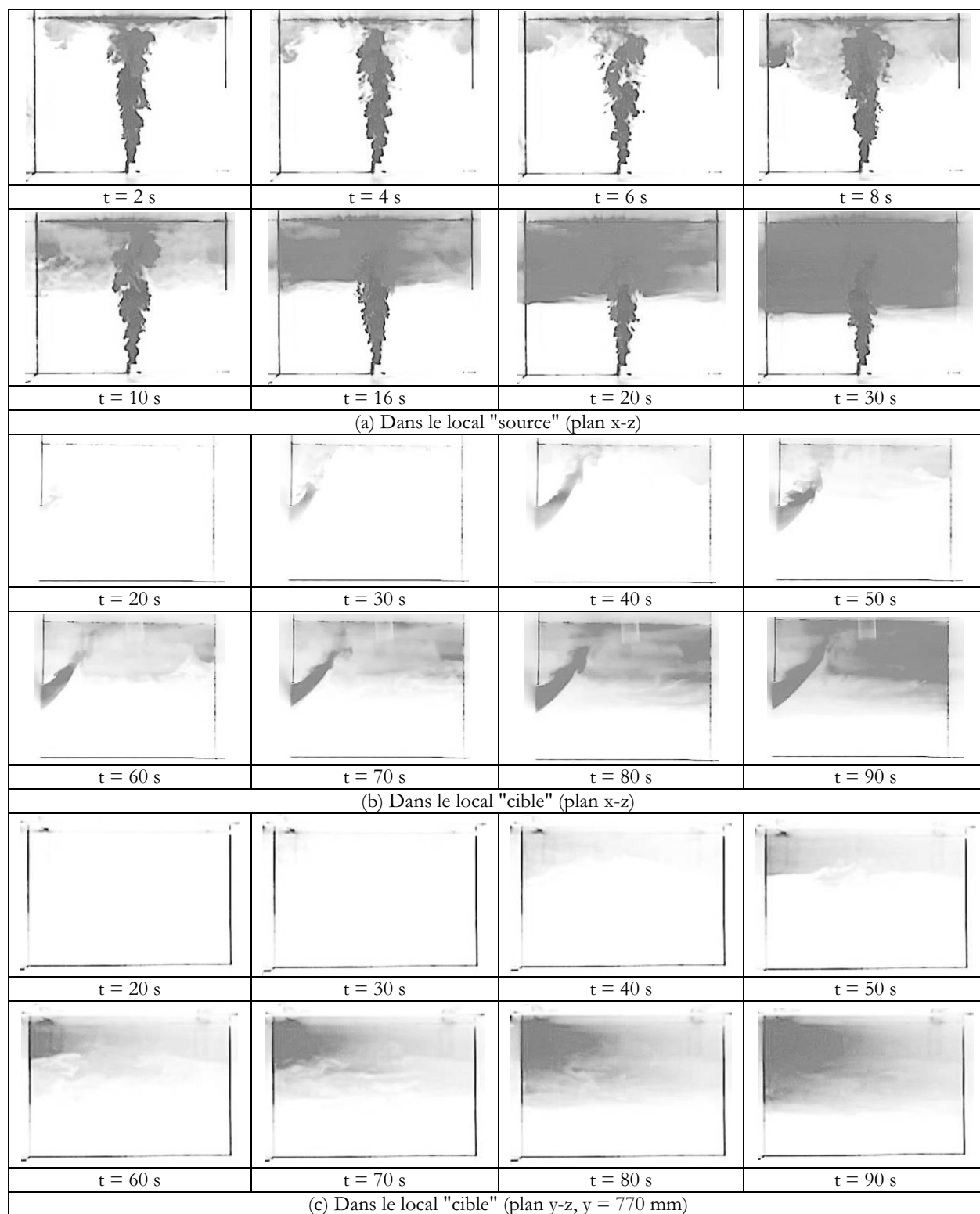


Figure B-14 : Visualisations des écoulements par tomographie laser pour le test No. 2 ( $q_{He} = 150 \text{ l/min}$ ,  $TR = 11 \text{ h}^{-1}$ , bouche d'admission en position haute)



L'analyse des images obtenues dans le local "cible" (Figure B-14 (b) et (c)) indique une déviation latérale du panache déversant due au système de ventilation. En effet, à  $t = 20$  s le panache déversant n'apparaît pas dans l'image prise dans le plan x-z du local "cible" alors que l'interface fumées/air dans le local "source" a déjà atteint le haut de la porte au même instant. Les visualisations réalisées dans le plan parallèle à la porte (plan y-z) illustrent clairement l'impact du système de ventilation sur les écoulements de fumées. En effet, une dissymétrie importante des fumées est observée Figure B-14 (c): une zone de forte concentration en hélium, et donc de températures élevées est visualisée du côté de la bouche d'extraction en opposition à la zone où se trouve la bouche d'admission d'air frais.

Les visualisations obtenues dans le local "source" pour les tests n° 2, 4 et 5 sont données Figure B-15 pour trois débits d'hélium différents (trois puissances convectives équivalentes) et pour deux instants différents lors de l'essai ( $t = 8$  s et  $t = 16$  s). L'augmentation du débit d'hélium contribue à accélérer le processus de remplissage: les deux zones apparaissent plus rapidement.

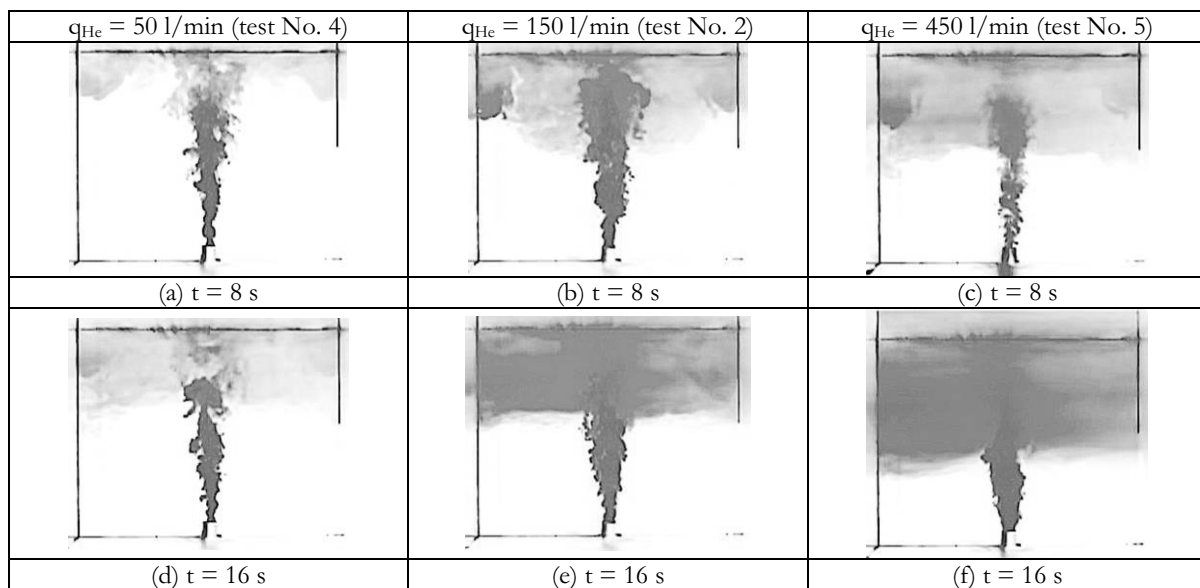


Figure B-15: Effets de la puissance convective sur les écoulements dans le local "source" ( $TR = 11$  h<sup>-1</sup>, essais 2, 4 et 5)

La Figure B-16 présente les visualisations réalisées dans le local adjacent dans le plan x-z, pour trois différentes puissances convectives équivalentes mais pour un même taux de renouvellement. Les mêmes effets que ceux observés dans le local "source" sont visualisés: plus la puissance convective est importante à l'injection, plus le remplissage dans le local "cible" se fait rapidement.




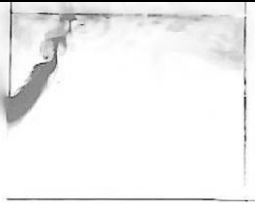

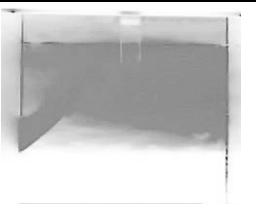
$q_{He} = 50 \text{ l/min}$ (test No. 4)	$q_{He} = 150 \text{ l/min}$ (test No. 2)	$q_{He} = 450 \text{ l/min}$ (test No. 5)
		
(a) $t = 30 \text{ s}$	(b) $t = 30 \text{ s}$	(c) $t = 30 \text{ s}$
		
(d) $t = 60 \text{ s}$	(e) $t = 60 \text{ s}$	(f) $t = 60 \text{ s}$

Figure B-16: Effets de la puissance convective sur les écoulements dans le local "cible" ( $TR = 11 \text{ h}^{-1}$ , essais 2, 4 et 5)

La Figure B-17 présente les effets du taux de renouvellement d'air frais sur les écoulements de fumées dans le local "cible", pour une puissance convective simulée identique ( $q_{He} = 150 \text{ l/min}$ ,  $Q_{conv} = 0,77 \text{ kW}$ ). Trois configurations de ventilation sont comparées: local "cible" non ventilé,  $TR = 0 \text{ h}^{-1}$  (Figure B-17 (a), (d)),  $TR = 11 \text{ h}^{-1}$  (Figure B-17 (b), (e)), et  $TR = 22 \text{ h}^{-1}$  (Figure B-17 (c), (f)). Le taux de renouvellement apparaît comme étant un paramètre discriminant. A l'instant  $t = 80 \text{ s}$ , la couche supérieure de fumées présentant la plus forte concentration en particules d'ensemencement est observée dans la configuration du confinement total. Le taux de renouvellement  $TR$  augmente la dilution des fumées et tend ainsi à faire disparaître les zones de fortes concentrations en particules, autrement dit des zones chaudes. Dans les configurations de ventilation présentées dans cette étude qualitative, le système mis en place facilite l'extraction des fumées sans les mélanger de façon excessive.




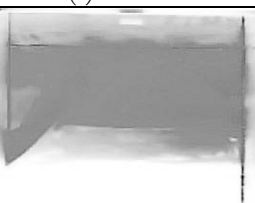
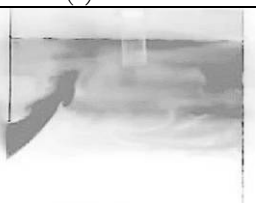

Confinement total $TR = 0 \text{ h}^{-1}$ (test No. 1)	$TR = 11 \text{ h}^{-1}$ (test No. 2)	$TR = 22 \text{ h}^{-1}$ (test No. 3)
		
(a) $t = 20 \text{ s}$	(b) $t = 20 \text{ s}$	(c) $t = 20 \text{ s}$
		
(d) $t = 80 \text{ s}$	(e) $t = 80 \text{ s}$	(f) $t = 80 \text{ s}$

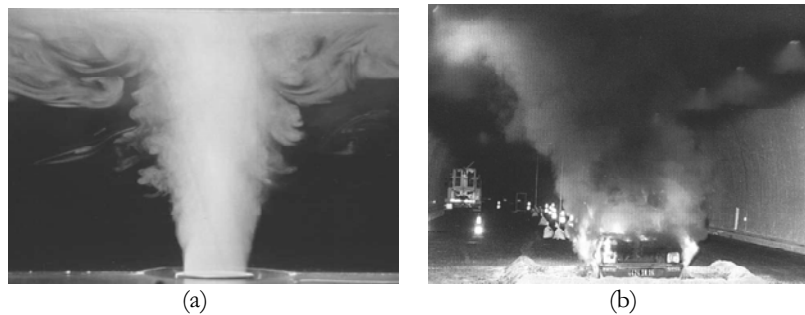
Figure B-17: Effets du taux de renouvellement d'air frais sur les écoulements dans le local "cible" ( $q_{He}=150 \text{ l/min}$ , essais 1, 2 et 3)

Cette étude qualitative montre que les principaux phénomènes de propagation des fumées, remplissage, écoulement à la porte, panache déversant, sont retrouvés. L'influence

attendue de la puissance convective et des débits de ventilation est retrouvée. La technique de visualisation par tomographie laser permet d'évaluer les caractéristiques géométriques des écoulements.

## **B.V Etude du terme source**

L'objectif principal de ce paragraphe est de déterminer dans quelle mesure le jet de faible masse volumique est représentatif d'un panache de fumées généré par un incendie. La Figure B-18 illustre cette recherche d'analogie. Une première étude expérimentale est menée en atmosphère libre afin de vérifier que le jet de faible densité présente un caractère turbulent. Une seconde campagne expérimentale concerne l'impact d'un jet avec un plafond. Le but est d'estimer la proportion d'air à ajouter dans le mélange pour satisfaire une condition en température au niveau du plafond.



**Figure B-18: Photographies (a) d'un jet de faible densité, (b) d'un panache thermique (source Centre d'Etudes des Tunnels CETu)**

### **B.V.1 Etude expérimentale d'un jet de faible densité en atmosphère libre**

Avant de présenter les résultats expérimentaux de cette campagne, rappelons les principales différences entre panache et jet dans le but de voir dans quelle mesure le jet de faible densité peut simuler un panache.

Un panache est un écoulement induit par la différence de masse volumique entre le fluide en mouvement ascendant (densité plus faible) et le fluide environnant (densité plus grande). Dans le cas d'un incendie, la différence de températures entre les fumées (chaudes donc légères) et le milieu ambiant pilote l'écoulement. Nous considérons le cas d'un panache froid, c'est-à-dire un écoulement induit par deux fluides de masse volumique différente à température ambiante.

La structure d'un jet comprend trois régions bien distinctes (Figure B-19): la région initiale appelée cœur ou noyau potentiel, une zone intermédiaire d'établissement de l'écoulement et la région loin de la source d'injection qui est la zone turbulente pleinement développée du jet. Ces trois zones sont caractérisées par des profils de vitesse et d'intensité de turbulence propres. Les profils de vitesse sont de type gaussien: la vitesse maximale est retrouvée sur l'axe du jet, et décroît vers les « frontières » ou surfaces limites du jet. L'intensité de turbulence est quant à elle très importante sur les bords du jet. Ce comportement est retrouvé quelle que soit la masse volumique initiale du jet, différente ou égale à celle de l'air ambiant (Chen 1980). Cependant, dans le cas d'un jet à masse volumique variable, il existe une dualité entre les forces d'inertie et les forces de flottabilité selon la zone considérée. Le cœur potentiel est la région du jet dans laquelle les forces d'inertie sont plus importantes que les forces de flottabilité. L'écoulement dans cette région peut être analysé de la même manière qu'un jet isotherme à masse volumique constante. La zone de transition est la région pour laquelle les forces d'inertie et de flottabilité sont équivalentes. Enfin, la région loin de la source appelée région du panache est la zone dans laquelle les forces d'inertie sont négligeables devant les forces de flottabilité. Dans cette zone, la

structure de panache précédemment décrite est retrouvée.

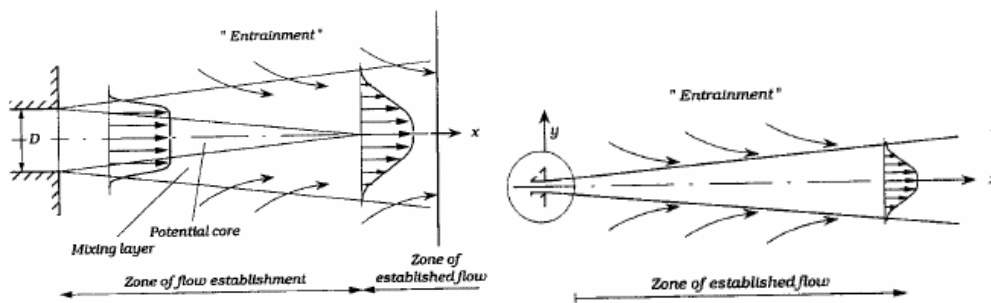


Figure B-19: Les trois régions d'établissement d'un jet (Farrington 1984)

La différence majeure entre un jet et un panache réside dans la quantité de mouvement initiale (ou la vitesse initiale) de l'écoulement, qui est non nulle pour le cas d'un jet. La Figure B-20 illustre l'analogie jet/panache, et met en avant l'altitude  $z$  à partir de laquelle les comportements d'un jet et d'un panache sont analogues.

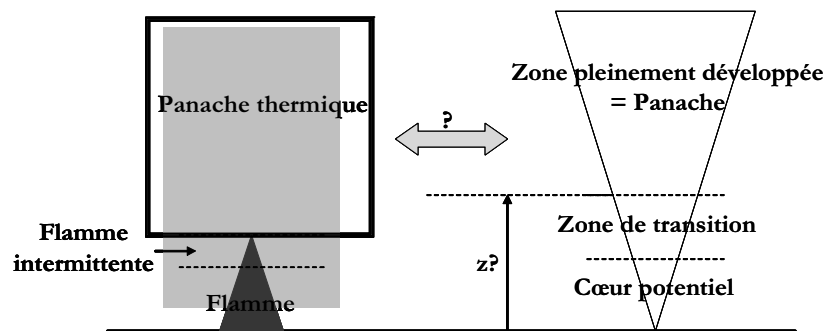


Figure B-20: Analogies jet/panache

En champ lointain, au-delà de cette altitude  $z$ , les lois de comportement décrivant les évolutions de la température (ou masse volumique), la vitesse et la section sont identiques. Elles sont établies à partir de solutions asymptotiques des équations de conservation (Équation B-7, Équation B-8 et Équation B-9 données dans le paragraphe B.II). Elles sont de la forme (Morton 1956):

$$\begin{cases} b \propto z \\ u \propto z^{-\frac{1}{3}} \\ \Delta\rho \propto z^{-\frac{5}{3}} \end{cases} \quad \text{Équation B-14}$$

L'objectif de la campagne expérimentale est d'une part de vérifier qualitativement (à partir de visualisations) le caractère turbulent du jet, et d'autre part de quantifier (à partir de mesures de vitesses et de masses volumiques dans l'axe du jet) la hauteur à partir de laquelle le comportement du panache est retrouvé. Ces tests sont menés en atmosphère libre pour un jet d'hélium pur avec un faible débit d'injection, ce qui est défavorable du point de vue de l'apparition de la turbulence. Le débit d'injection retenu est égal à  $q_{He} = 100$  l/min ce qui correspond d'après l'Équation B-6 à une puissance convective petite échelle de l'ordre de 0.5 kW. Le diamètre d'injection est de  $d = 49$  mm.

Les dispositifs de mesures utilisés sont présentés Figure B-21 et Figure B-22. Les mesures de vitesses sont effectuées sur l'axe du jet libre à partir de la position  $z = 2$  cm à  $z = 24$  cm, par pas de 1 cm de 2 à 14 cm puis par pas de 2 cm. Les mesures de masse volumique pour les altitudes  $z = 0$  cm à  $z = 50$  cm, par pas de 5 cm.

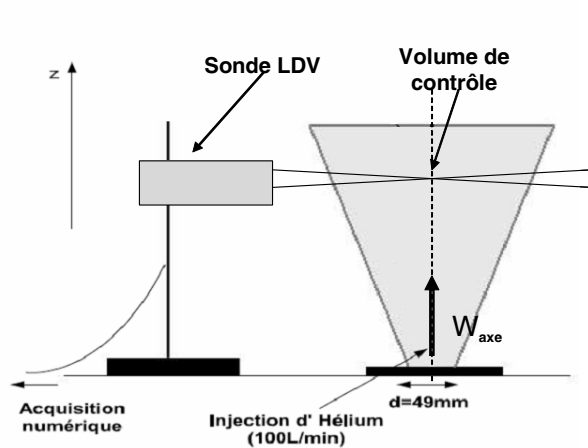


Figure B-21: Dispositif de mesures des vitesses ascensionnelles dans le jet de faible densité en atmosphère libre

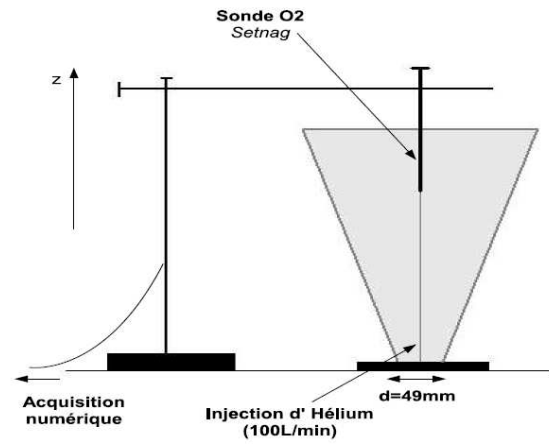


Figure B-22: Dispositif de mesures des masses volumiques dans le jet de faible densité en atmosphère libre

Un exemple de photographie instantanée est donné sur la Figure B-23 à titre d'illustration.

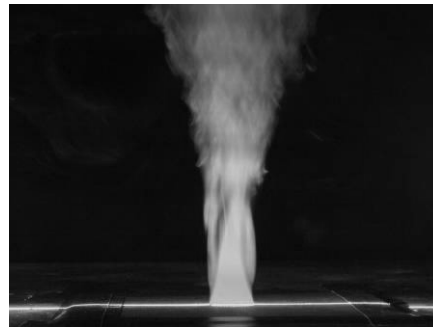


Figure B-23: Exemple de photographie illustrant les tests menés sur le jet d'hélium pur

Sur cette image, les trois zones d'un jet précédemment définies peuvent être identifiées: le cône potentiel en champ proche de l'injection, la zone de transition laminaire/turbulent et la région de panache.

D'un point de vue quantitatif, les mesures de vitesses et de masses volumiques dans l'axe du jet sont analysées (Figure B-24, Figure B-25). Ces graphes montrent qu'en champ lointain les comportements obtenus pour les panaches thermiques sont retrouvés dans le jet. En effet, le comportement de la vitesse sur l'axe en fonction de  $z^{-1/3}$  est retrouvé, ainsi que celui de l'écart de masse volumique en fonction de  $z^{-5/3}$ . L'écart de masse volumique subit une forte décroissance à partir d'une hauteur environ égale à 2 fois le diamètre d'injection  $d$ . Cette décroissance correspond en fait à l'apparition de structures turbulentes: le cœur potentiel est cassé. Ceci est confirmé par l'évolution des vitesses moyennes sur l'axe: au-delà de  $z \sim 2d$ , la vitesse moyenne décroît.

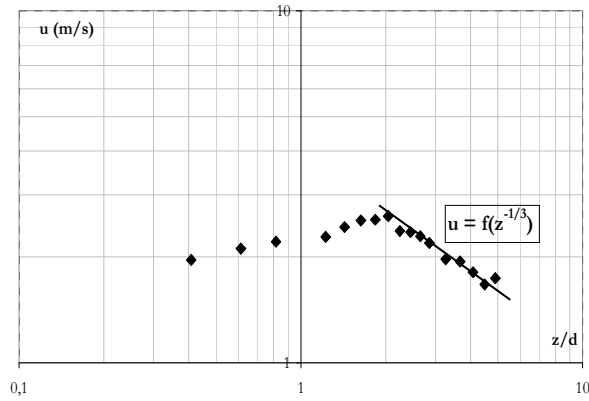


Figure B-24: Mesures de la vitesse du jet sur l'axe pour  $q_{He} = 100$  l/min

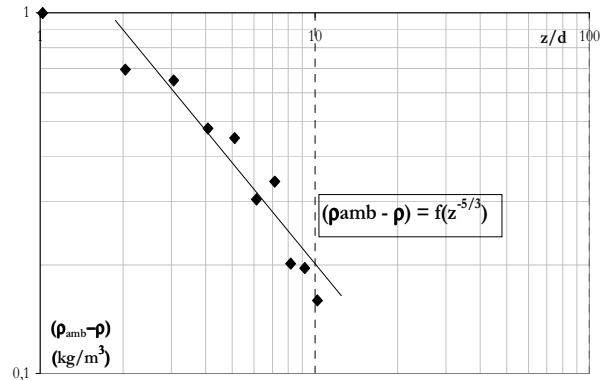


Figure B-25: Mesures de concentration du mélange dans l'axe du jet  $q_{He} = 100$  l/min

La hauteur de transition vers un comportement de type panache est un paramètre important à considérer dans l'utilisation d'un jet air/hélium pour l'approche expérimentale isotherme des écoulements de fumées, puisqu'en-deçà de cette distance, en champ proche, le jet d'air/hélium ne représente pas la structure d'un panache.

Cette hauteur est ici obtenue suffisamment tôt pour que ce mode d'injection soit retenu dans la suite de l'étude qui concernera essentiellement le champ lointain.

### B.V.2 Etude d'un jet de faible densité avec présence d'obstacle (plafond)

Une seconde étude expérimentale est menée pour estimer la proportion d'air à ajouter dans le mélange pour satisfaire une condition en température au niveau d'un plafond.

Des mesures de masse volumique au niveau du point d'impact au plafond du local "source" sont réalisées. La hauteur du plafond est imposée par celle de la similitude géométrique entre la maquette et le dispositif échelle réelle ( $H_{\text{plafond}} = 79$  cm).

Les tests sont réalisés pour trois valeurs de puissance convective (c'est-à-dire pour trois débits d'hélium), et huit valeurs différentes des proportions du mélange initial. La masse volumique du mélange (ou température équivalente) est mesurée (dispositif de mesure présenté schématiquement sur la Figure B-26) au niveau du plafond dans l'axe du jet.

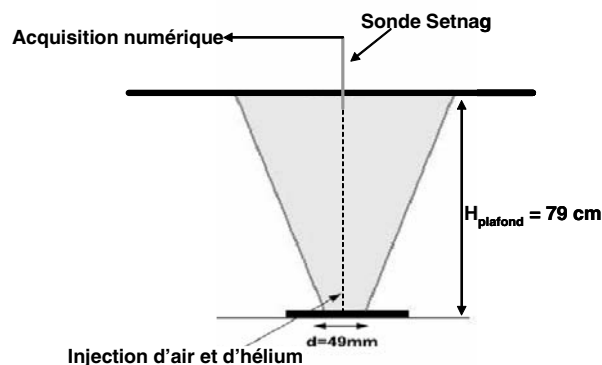


Figure B-26: Dispositif de mesure des masses volumiques dans l'axe du jet de faible densité au niveau du point d'impact au plafond

Les résultats sont présentés dans le Tableau B-3: les valeurs de masses volumiques sont

mesurées et les températures équivalentes à l'injection ainsi que celles au niveau du plafond sont déduites de la relation des gaz parfaits.

$q_{\text{He}_0}$ (l/min)	$\chi_{\text{He}}$ (%)	$q_{\text{air}}$ (l/min)	$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_0$ (°C)	$\rho_{\text{plafond}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_{\text{plafond}}$ (°C)
150 ( $Q_{\text{conv}} = 0.77$ kW)	100	0	0,166	1845	0,982	85
	90	17	0,269	1032	0,985	84
	80	38	0,373	670	0,991	82
	70	64	0,476	465	1,003	78
	60	100	0,580	334	1,026	70
	50	150	0,683	242	1,041	65
	40	225	0,786	174	1,059	59
	30	350	0,890	122	1,068	56
20	600	0,993	81	1,101	46	
$q_{\text{He}_0}$ (l/min)	$\chi_{\text{He}}$ (%)	$q_{\text{air}}$ (l/min)	$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_0$ (°C)	$\rho_{\text{plafond}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_{\text{plafond}}$ (°C)
300 ( $Q_{\text{conv}} = 1.54$ kW)	100	0	0,166	1845	0,881	126
	90	33	0,269	1032	0,910	114
	80	75	0,373	670	0,929	105
	70	129	0,476	465	0,958	94
	60	200	0,580	334	0,972	89
	50	300	0,683	242	0,982	85
	40	450	0,786	174	1,007	76
	30	700	0,890	122	1,047	63
20						
$q_{\text{He}_0}$ (l/min)	$\chi_{\text{He}}$ (%)	$q_{\text{air}}$ (l/min)	$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_0$ (°C)	$\rho_{\text{plafond}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T_{\text{plafond}}$ (°C)
600 ( $Q_{\text{conv}} = 3.08$ kW)	100	0	0,166	1845	0,774	181
	90	67	0,269	1032	0,826	152
	80	150	0,373	670	0,859	136
	70	257	0,476	465	0,869	132
	60	400	0,580	334	0,896	120
	50	600	0,683	242	0,938	102
	40	900	0,786	174	0,990	82
	30					
20						

**Tableau B-3: Tableau récapitulatif des mesures de masse volumique (ou température équivalente) au droit du jet au plafond du local "source" (pour  $z = 79$  cm)**

Les masses volumiques relevées au plafond sont tracées en fonction de la proportion d'hélium injecté dans le mélange (Figure B-27). Les masses volumiques les plus basses mesurées au plafond correspondent aux tests effectués avec de l'hélium pur ( $\chi_{\text{He}} = 100\%$ ), la valeur mesurée est de 0.75 kg/m<sup>3</sup> ce qui correspond à une température équivalente de 180°C. A débit d'hélium fixé, plus la proportion d'hélium augmente dans le mélange initial, plus la masse volumique au plafond diminue. Ceci est dû à l'augmentation d'ajout d'air dans le mélange initial.



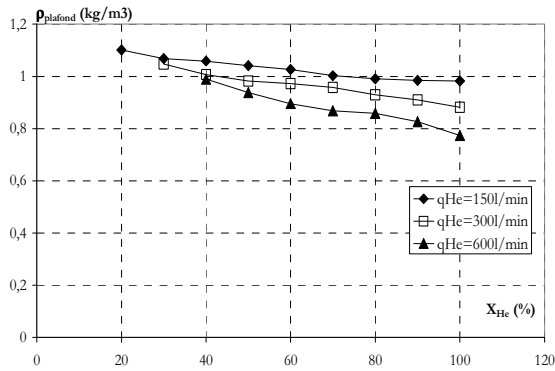


Figure B-27: Evolution de la masse volumique au plafond en fonction de la proportion d'air injecté pour 3 débits d'hélium différents

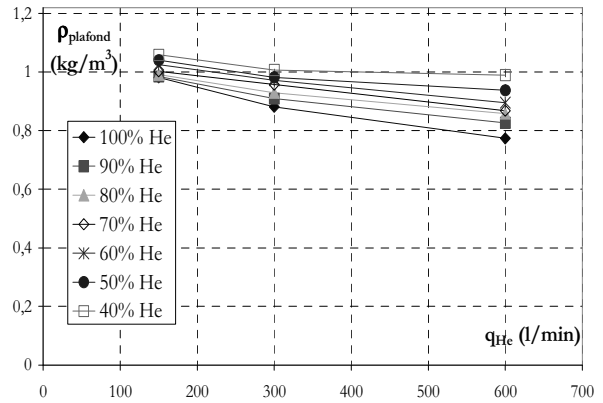


Figure B-28: Evolution de la masse volumique du mélange au plafond en fonction du débit d'hélium injecté pour différentes proportions d'hélium

La Figure B-28 présente les résultats en fonction du débit d'hélium injecté. Pour des proportions d'hélium et d'air fixées, plus le débit d'hélium augmente, plus la masse volumique du mélange au plafond diminue. La masse volumique mesurée au plafond étant fonction du débit d'air entraîné dans le jet, les résultats présentés dans le Tableau B-3 constituent une base de données qui pourra être exploitée pour quantifier le coefficient d'entraînement dans les jets à masse volumique variable (Ricou et Spalding 1961, Rooney et Linden 1996). Ici, contenu de l'objectif initial, une corrélation exprimant la masse volumique au plafond en fonction des deux grandeurs d'étude  $q_{He}$  et  $\chi_{He}$  est simplement recherchée. En pratique, cette relation peut être utilisée pour obtenir la température équivalente imposée (mesurée expérimentalement ou calculée à partir de corrélations semi-empiriques Beyler 1986, Alpert 1975) en fonction des deux paramètres d'entrée: le débit volumique d'hélium injecté  $q_{He}$  et sa fraction volumique  $\chi_{He}$ .

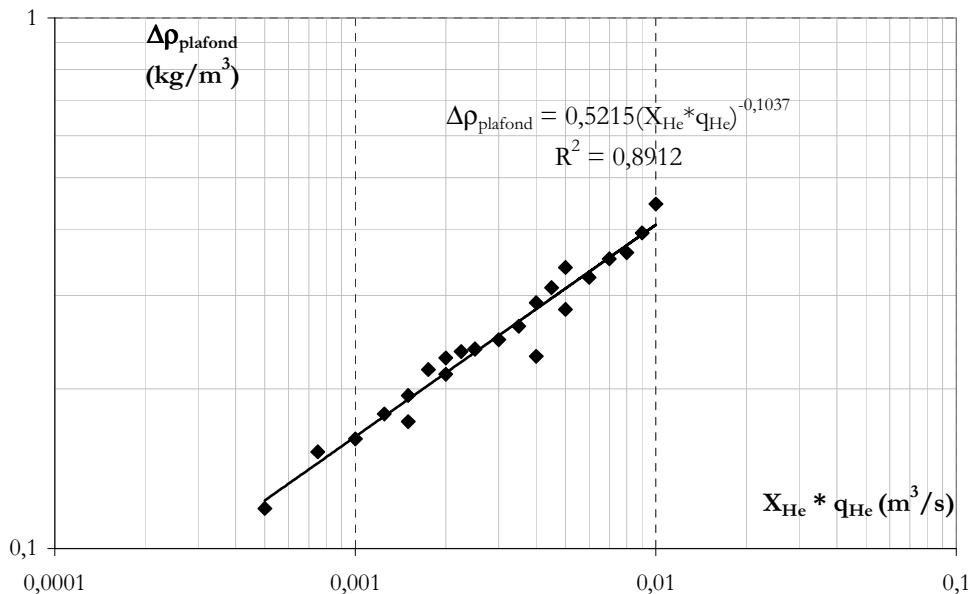


Figure B-29: Evolution de l'écart de masse volumique au plafond en fonction des données d'entrée de l'essai  $q_{He}$  et  $\chi_{He}$

Comme exemple une application numérique: comment retrouver un niveau correct de masse volumique au plafond de la maquette isotherme pour un local de hauteur  $H_{plafond} = 4$  m et

pour un foyer d'une puissance convective égale à 500 kW? Pour ce cas réalisé expérimentalement à Cadarache, la valeur moyenne d'écart de température au plafond est égale à  $\Delta T_{\text{plafond}} \approx 280$  °C ce qui correspond à  $\Delta \rho_{\text{plafond}} \approx 0.6$  kg/m<sup>3</sup>.

La puissance convective au foyer permet de fixer le débit d'hélium à injecter dans la maquette isotherme. D'après l'Équation B-6,  $q_{\text{He,réel}} = 1.65$  m<sup>3</sup>/s à échelle réelle, ce qui donne d'après le Tableau B-1 un débit d'hélium à injecter dans la maquette isotherme égal à  $q_{\text{He}} = 0.03$  m<sup>3</sup>/s soit 1800 l/min. Pour retrouver  $\Delta \rho_{\text{plafond}} \approx 0,6$  kg/m<sup>3</sup>, d'après la corrélation donnée sur la Figure B-29, les proportions d'hélium et d'air à injecter dans le mélange initial sont égales à  $\chi_{\text{He}} \approx 35\%$  et  $\chi_{\text{air}} \approx 65\%$ . Or, si  $\chi_{\text{He}} \approx 35\%$ ,  $q_0 = q_{\text{He}}/0.35 \approx 5500$  l/min!! D'un point de vue technique, ce débit peut être injecté dans la maquette avec l'utilisation de débitmètres large gamme et un système d'injection approprié. En revanche, ce débit d'injection est inenvisageable d'un point de vue physique sur la maquette isotherme. En effet, un tel débit est synonyme de vitesse importante à l'injection et donc de quantité de mouvement non négligeable. Le jet de faible masse volumique ne peut pas dans ce cas être représentatif d'un panache sur la hauteur de la maquette.

Aux vues du matériel utilisé lors des différentes campagnes expérimentales (débitmètres, système d'injection), il ne sera donc pas possible de satisfaire les conditions au niveau de la source d'injection mais uniquement en champ lointain.

## B.VI Le phénomène de remplissage

L'objectif est d'étudier les mécanismes de remplissage de l'enceinte en se concentrant sur le déplacement de l'interface et les phénomènes d'entraînement.

Au préalable à l'approche expérimentale, une description théorique est présentée sur la base du modèle de Baines et Turner 1969, qui définissent le modèle de filling-box idéal. Cette étude est réalisée pour un panache axisymétrique induit par un point source en milieu confiné.

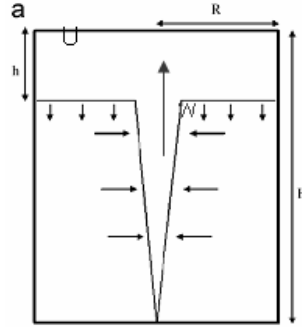


Figure B-30: Configuration considérée dans l'étude de Baines et Turner 1969

Le modèle proposé permet de calculer la position de l'interface de fumées en fonction du temps (par conséquent la vitesse de descente de celle-ci), ainsi que la masse volumique moyenne du mélange. Ces caractéristiques sont calculées à partir des équations de conservation écrites pour un panache et des solutions similaires. Les solutions proposées par Baines et Turner sont:

$$\frac{z_0}{H} = \left[ \frac{4\alpha}{5} \left( \frac{18\alpha}{5\pi} \right)^{\frac{1}{3}} t \frac{H^{\frac{2}{3}} F_0^{\frac{1}{3}}}{R^2} + 1 \right]^{\frac{3}{2}} \quad \text{Équation B-15}$$

$$g \frac{\Delta\rho}{\rho_0} = (2\pi)^{-\frac{2}{3}} F_0^{\frac{2}{3}} \alpha^{-\frac{4}{3}} H^{-\frac{5}{3}} f\left(\frac{z}{H}\right) \quad \text{Équation B-16}$$

Où  $t$  est le temps,  $F_0$  est le flux de flottabilité ( $F_0 = g \cdot q_0 \cdot \Delta\rho / \rho_0$ ),  $z$  la hauteur de l'interface,  $\alpha$  le coefficient d'entraînement ( $\alpha = 0.093$  dans l'étude de Morton 1956 et  $\alpha = 0.1$  dans l'étude de Baines et Turner 1969),  $f$  une fonction de  $z/H$  donnée dans l'étude de Baines et Turner. Cette relation est valable pour un rapport  $H/R < 1$ , où  $H$  est la hauteur du local et  $R$  son rayon. Ce critère a été établi à partir d'observations expérimentales.

Suite à l'établissement de ce modèle idéal, d'autres études sont menées dans le but de l'améliorer. Kaye et Hunt 2007 proposent la prise en compte de l'entraînement d'air se produisant au niveau des points d'impact au plafond et aux parois latérales (Figure B-31) pour un cas axisymétrique.

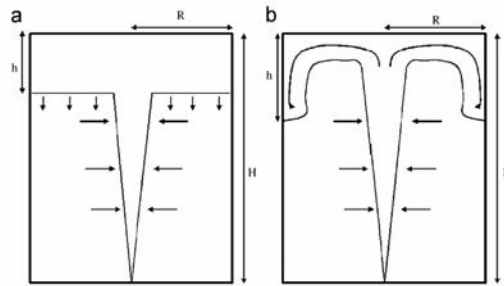


Figure B-31: (a) Configuration prise en compte dans l'étude de Baines et Turner 1969, (b) Configuration améliorée prise en compte dans l'étude de Kaye et Hunt 2007

Le modèle développé dans cette étude prédit deux régimes différents d'entraînement d'air au niveau des parois latérales (Figure B-32). La distinction entre ces deux régimes dépend de la nature de l'écoulement à l'approche des parois. Pour des rapports  $R/H$  petits (cas des locaux de grande hauteur), des enroulements aux parois latérales sont observés (Figure B-32 (a)). Ces enroulements induisent un entraînement d'air significatif, ce qui augmente le volume de la couche de fumées, le dilue et cause sa descente plus rapide. Pour des rapports  $R/H$  grands (cas des locaux de grande largeur), les enroulements ne sont plus observés (Figure B-32 (b)), dans ce cas il y a peu d'entraînement d'air lors de l'impact aux parois. Kaye et Hunt ont donc établi que l'ascension du panache, son impact au plafond et contre les parois latérales jouent un rôle important sur le temps de remplissage du local par les fumées.

Au niveau de l'impact du panache au plafond, une longueur caractéristique importante citée dans l'étude de Kaye et Hunt 2007 est le rayon d'ajustement  $r_a$  ( $\approx 2H_{\text{local}}/3$ ) à partir duquel l'écoulement au plafond n'est plus piloté par les forces d'inertie mais par les forces de flottabilité. Si le rayon  $R$  du local est inférieur à  $r_a$ , (autrement dit le rapport  $R/H_{\text{local}} < 2/3$ ) le modèle de Kaye et Hunt prédit la présence d'enroulements au niveau de l'impact aux parois latérales. Dans le cas contraire, si le rayon  $R$  est supérieur à  $r_a$  ( $R/H_{\text{local}} > 2/3$ ), les enroulements ne sont pas observés.

Une autre extension est proposée par Hunt 2001. Ils mènent une étude expérimentale destinée à examiner la stratification établie par une source de flottabilité localisée, avec un flux de quantité de mouvement non nul à la source dans un local fermé ( $H_{\text{local}}/L < 1$ ). Ils montrent qu'une augmentation du flux de quantité de mouvement à la source est équivalent qualitativement à une augmentation du rapport géométrique ( $H_{\text{local}}/R$ ) du local.

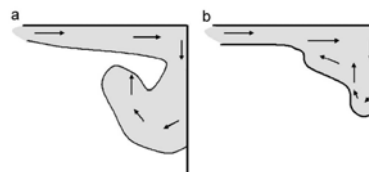


Figure B-32: Les deux régimes d'écoulement d'air au niveau des parois latérales Kaye 2007

Dans le cadre de la thèse, une étude expérimentale est réalisée dans le local "source" totalement confiné. L'évolution temporelle de la position de l'interface est recherchée dans le but d'être comparée à celles proposées par les modèles présentés ci-dessus.

Le dispositif expérimental utilisé est donnée Figure B-33. La fuite au niveau de l'injection est gardée afin d'éviter la montée en pression du dispositif. Un système de convergent (diamètre de sortie = 2.5 cm,  $Z_{\text{convergent}}$  par rapport au sol  $\approx 5$  cm) est mis en place au niveau de l'injection pour rendre l'écoulement le plus turbulent possible. Des mesures de masses volumiques sont

réalisées à différentes hauteurs lors du remplissage pour un essai avec 100% d'hélium et un débit volumique d'hélium de  $q_{He} = 10 \text{ l/min}$ . Le débit injecté est fixé à une valeur faible pour obtenir un processus de remplissage assez lent et obtenir ainsi des positions d'interface d'une précision acceptable. La hauteur du point de mesure est fixée avant chaque essai, le remplissage du local "source" se produit, la sonde détecte ainsi le passage de l'interface. Une fois le test terminé, la hauteur de la sonde est modifiée et le même protocole est reconduit. Six positions sont étudiées:  $z = 20, 30, 40, 50, 60$  et  $70 \text{ cm}$ . Pour rappel, la hauteur du plafond est égale à  $H_{\text{plafond}} = 79 \text{ cm}$ .

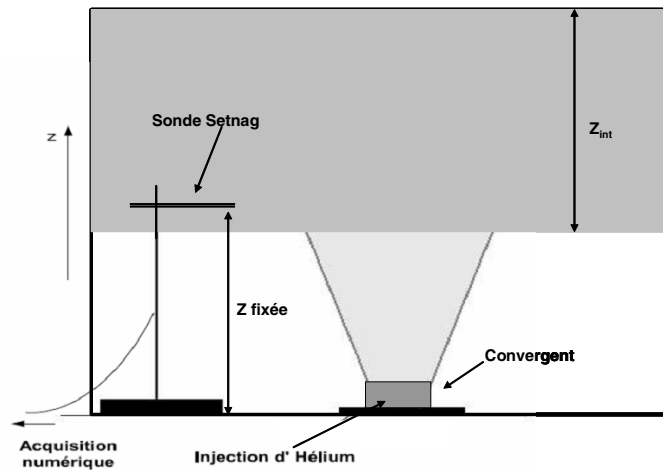


Figure B-33: Dispositif de mesure de la masse volumique du mélange pour différentes hauteurs dans le local "source" totalement confiné

La Figure B-34 donne l'évolution temporelle de la masse volumique du mélange pour chaque hauteur. Grâce à ces différents tracés le temps de passage de l'interface de fumées peut être relevé pour chacune des hauteurs (ces points ont été insérés dans la Figure B-36). De 70 à 40 cm, la masse volumique semble tendre vers une constante ( $\approx 0.2 \text{ kg/m}^3$ ).

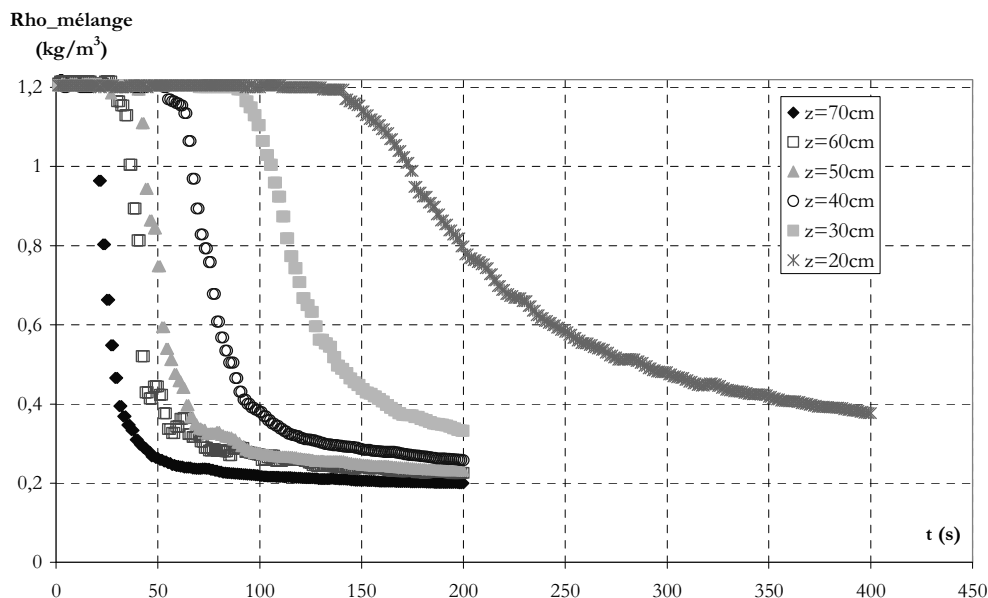


Figure B-34: Evolution temporelle de la masse volumique du mélange dans le volume source pour différentes hauteurs

A partir de la Figure B-34, des profils de masse volumique du mélange sont tracés sur la

Figure B-35. Sur ces profils verticaux de masse volumique, la position de l'interface est définie quand  $\rho_{\text{mélange}}$  est différent de  $1.22 \text{ kg/m}^3$ . A  $t = 20 \text{ s}$ , le mélange n'a pas encore atteint la première hauteur de mesure. A  $t = 50 \text{ s}$ , un gradient vertical de masse volumique est observé dans la couche de mélange, et la hauteur de l'interface se situe à  $z/H_{\text{local}} = 0.58$ . Cette description est retrouvée pour les temps suivants, avec une diminution de  $Z/H_{\text{local}}$ . Le gradient vertical de masse volumique dans la couche de mélange diminue avec le temps. Lors du processus de remplissage, la couche de mélange n'est pas homogène, sa masse volumique varie avec l'altitude.

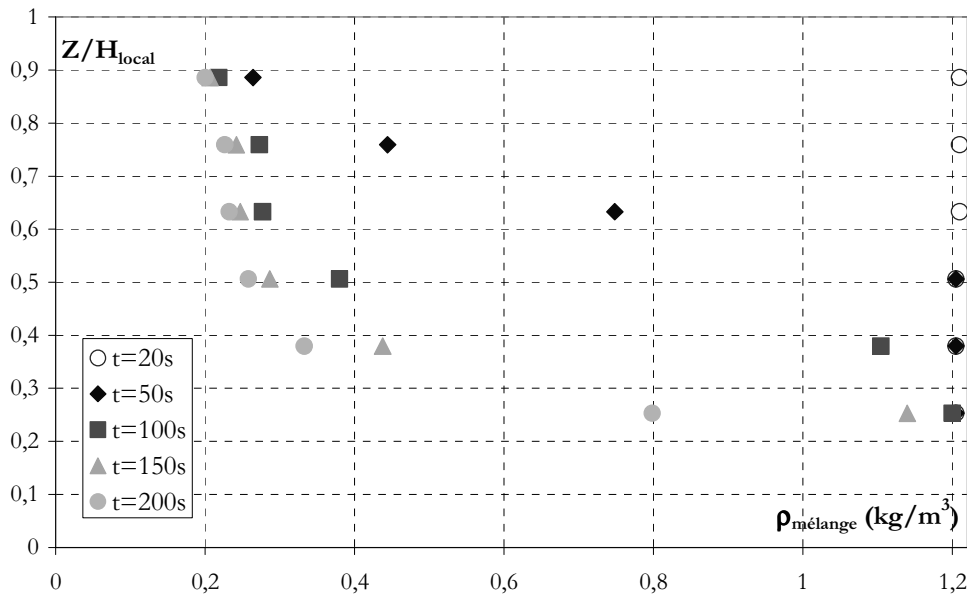


Figure B-35: Profils de masse volumique du mélange dans le volume source

En plus des mesures de masse volumique dans la couche de mélange, des visualisations par tomographie laser permettent de suivre dans le temps la descente de l'interface. La position de l'interface est déterminée à partir du traitement des images obtenues: la dérivée du profil vertical d'intensité lumineuse est calculée, la position de l'interface est déterminée à partir des extremums de cette dérivée. Pour ces essais, le temps  $t = 0 \text{ s}$  correspond à l'instant où le jet impacte les parois latérales. Cela correspond à environ 4 s après le début de l'injection du jet. Les points expérimentaux (obtenus à partir du traitement d'images et des profils verticaux de masse volumique) sont reportés sur la Figure B-36. La descente de l'interface est observée. Les deux techniques donnent des résultats concordants.

Les données expérimentales sont comparées au modèle théorique de Baines et Turner 1969 ("filling-box idéal"). Le modèle du "filling-box idéal", prenant en compte uniquement l'entraînement d'air lors de l'ascension du jet, est celui qui se rapproche le plus des données expérimentales. Cependant, lors des tests, des enroulements ont été observés. La bonne concordance entre le modèle "filling-box idéal" et les résultats expérimentaux s'explique donc par une compensation entre les deux processus d'entraînement, lors de l'ascension du jet et au niveau de l'impact aux parois. Le coefficient d'entraînement  $\alpha$  utilisé par Baines et Turner est probablement plus faible dans notre expérimentation.

Comme attendu, le modèle de Hunt et Kaye 2007 prédit une descente plus rapide de l'interface de fumées du fait de la prise en compte de l'entraînement d'air lors de l'impact du mélange au niveau du plafond et des parois latérales.

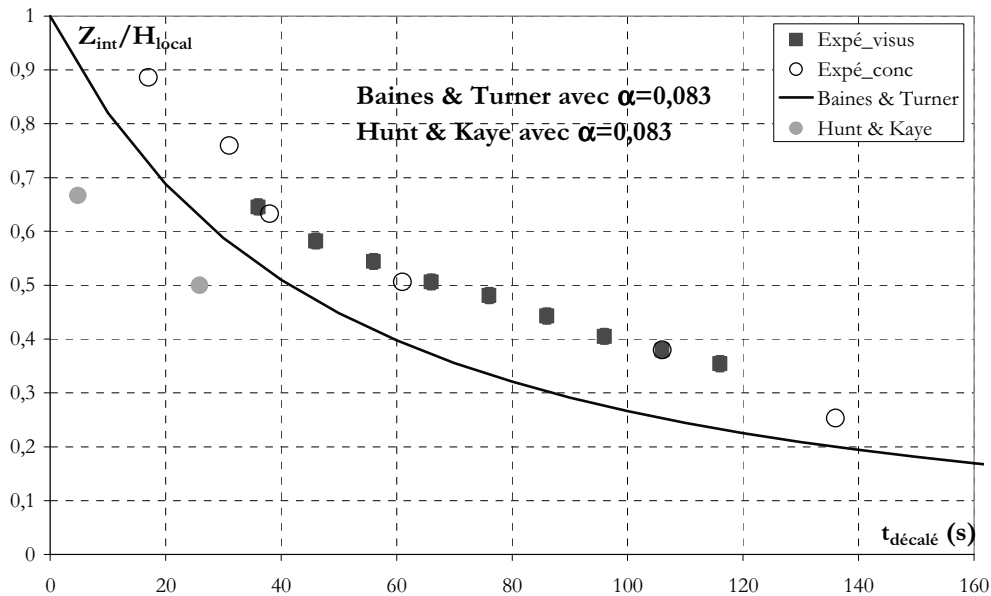


Figure B-36: Evolution temporelle de la descente de l'interface de fumées dans le volume source

Une étude spécifique est réalisée sur l'écoulement de fumées à l'impact aux parois latérales. Les essais réalisés sont récapitulés dans le tableau ci-dessous:

$q_0$ (l/min)	$\chi_{He}$ (%)	$q_{He}$ (l/min)
10	100	10
10	50	5
20	100	20
20	50	10

Tableau B-4: Récapitulatif des essais réalisés pour l'étude des enroulements au niveau des parois latérales

Des visualisations dans le plan (x,y) sont effectuées pour chacun des tests. Un exemple est donné Figure B-37 pour l'essai effectué avec 100% d'hélium et un débit volumique injecté égal à  $q_{He} = 10$  l/min (le temps de référence  $t = 0$  s est ici le temps correspondant à l'impact du panache au plafond). Les images obtenues expérimentalement montrent la présence d'enroulements pour les quatre tests cités dans le Tableau B-4. Le processus d'entraînement d'air et les gradients verticaux de densité sont clairement observés.

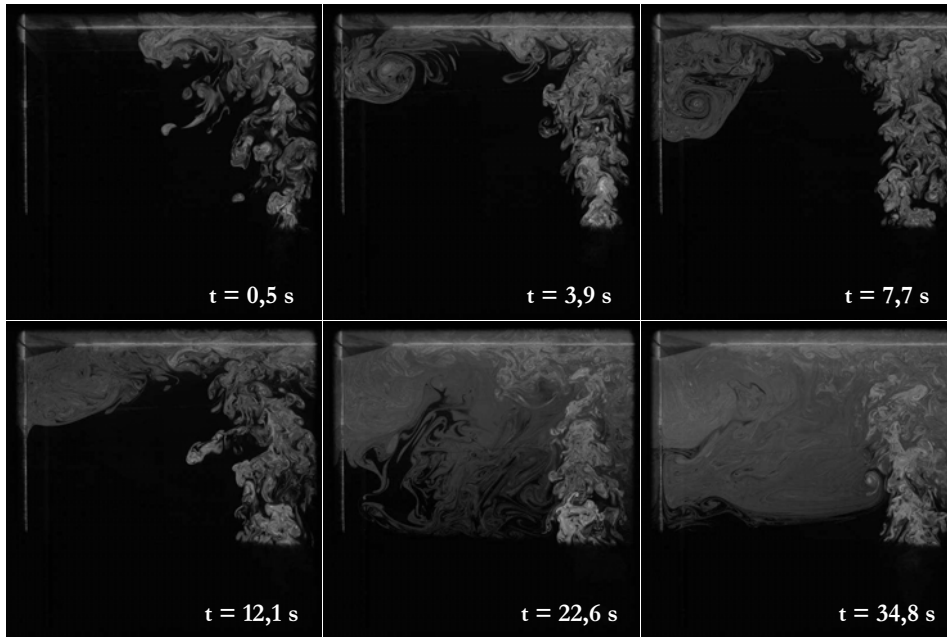


Figure B-37: Images obtenues dans le plan (x,y) pour  $q_{\text{mélange injecté}} = 10 \text{ l/min}$ ,  $\chi_{\text{He}} = 100 \%$

Le modèle de Kaye et Hunt 2007 prévoit l'apparition d'enroulements au niveau des parois latérales pour  $R_{\text{local}} < r_a$  (rayon d'ajustement). Pour la configuration étudiée dans la thèse,  $r_a \approx 0.53 \text{ m}$  ( $\approx 2/3 \cdot H_{\text{local}}$ ). La configuration étudiée dans la thèse n'étant pas axisymétrique, un rayon équivalent à la section est évalué sur la base de la section du local "source" ( $S_{\text{volume source}} = 1.2 \text{ m}^2$ ). La valeur calculée est égale à  $R_{\text{équivalent}} = 0.62 \text{ m}$ . Deux autres rayons sont définis suivant la longueur et la largeur du volume source:  $R_1 = 0.5 \text{ m}$  et  $R_2 = 0.6 \text{ m}$ . Les rayons obtenus sont assez proches du rayon d'ajustement. La présence des enroulements est prédite par le modèle.

La section rectangulaire du local "source" considéré engendre des effets tridimensionnels qui ne sont pas pris en compte dans le modèle de Kaye et Hunt 2007. L'interface de fumées se stabilise plus difficilement dans le cas de la section rectangulaire, les fumées n'impactant pas les parois latérales au même instant ( $R_1 = 0.5 \text{ m}$  et  $R_2 = 0.6 \text{ m}$ ).



## B.VII L'écoulement à la porte

Cette partie est consacrée à l'étude de l'écoulement à la porte. L'objectif est d'estimer les caractéristiques géométriques de cet écoulement (épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture, son angle d'injection), sa vitesse et sa masse volumique. Une attention particulière est portée à cet écoulement car il est à l'origine du panache déversant dans le local "cible" étudié dans la partie suivante (§B.VIII).

Dans la littérature, différents travaux menés sur un écoulement au niveau d'une ouverture du point de vue aérodynamique ont pu être relevés. Prahl et Emmons 1975 utilise une maquette densimétrique eau/kérosène destinée à simuler un écoulement de fumées d'incendie à travers deux types d'ouverture porte ou fenêtre. Plus récemment, Bryant 2005 caractérise la vitesse au niveau d'une porte ouverte par vélocimétrie par images de particules (PIV) en utilisant également une maquette isotherme air/hélium. De nombreuses études hydrauliques sont menées sur les écoulements à travers des orifices Dalziel 1991, Emmons 1996. Dans ces différents travaux, la dynamique de l'écoulement est étudiée et l'influence de la forme géométrique de l'ouverture est mise en évidence.

Dans ce paragraphe, les premières parties sont consacrées à l'étude de l'écoulement à la porte dans le cas où le mélange d'air et d'hélium est non dilué. Cette solution présentée dans la Figure B-38 est choisie dans le but de contrôler les conditions aux limites au niveau de la porte (puissance convective et masse volumique du mélange) en éliminant les processus d'entraînement d'air lors du remplissage. Le cas se rapprochant de la configuration réelle présenté Figure B-39 est étudié expérimentalement en fin de ce paragraphe dans le but de déterminer l'influence de la dilution des fumées (due à l'entraînement d'air dans le local "source") sur l'écoulement à la porte.

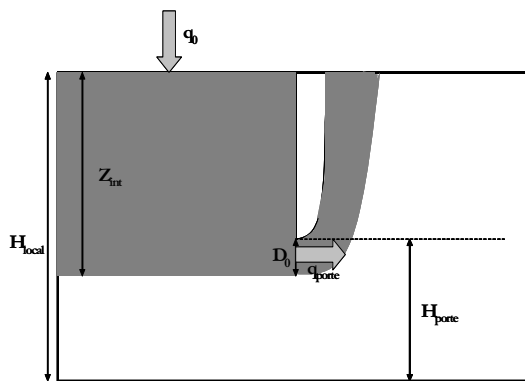


Figure B-38: Configuration considérée sans dilution des fumées

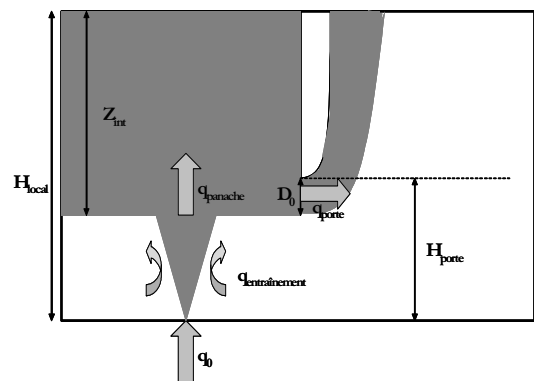


Figure B-39: Configuration d'étude avec dilution des fumées

### B.VII.1 Le modèle théorique proposé pour la configuration sans dilution

Une modélisation théorique est développée pour la configuration présentée en Figure B-38. Ce modèle est destiné à proposer une expression de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte  $D_0$ . La modélisation est basée sur l'équation de conservation de la masse écrite pour le volume de la couche de mélange.

Dans cette configuration, le mélange léger d'air/hélium est injecté par le plafond d'un local "source". Dans ce cas, il est supposé dans le modèle que la masse volumique du mélange à la porte est égale à la masse volumique du mélange initial (Équation B-17).

$$\rho_{porte} = \rho_0$$

Équation B-17

La vitesse des fumées à la porte est calculée à partir du théorème de Bernoulli de manière identique à celle du problème d'un déversoir en hydrodynamique.

$$\frac{1}{2} \rho_{porte} U_{porte}^2(z) + \rho_{porte} g z = \rho_{\infty} g z$$

Équation B-18

Ce qui donne pour l'expression de la vitesse de l'écoulement en fonction de la hauteur:

$$U_{porte}(z) = \sqrt{2g \frac{(\rho_{\infty} - \rho_{porte})}{\rho_{porte}} z}$$

Équation B-19

Par intégration de la vitesse  $U_{porte}(z)$  sur l'épaisseur de la couche de mélange, la vitesse moyenne de l'écoulement est exprimée comme suit:

$$\bar{U}_{porte} = \frac{1}{D_0} \int_0^{D_0} \sqrt{2g \frac{(\rho_{\infty} - \rho_{porte})}{\rho_{porte}} z} dz = \frac{2}{3} C_D \sqrt{2g \frac{(\rho_{\infty} - \rho_{porte})}{\rho_{porte}}} D_0$$

Équation B-20

Un coefficient  $C_D$  est introduit pour tenir compte de la géométrie de l'ouverture. Ce coefficient est discuté dans la suite du paragraphe.

D'autre part, par conservation du débit volumique entre l'injection et la porte, l'équation suivante est obtenue:

$$\bar{U}_{porte} = \frac{q_0}{L_{porte} D_0}$$

Équation B-21

En combinant l'Équation B-20 et l'Équation B-21, une relation donnant l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $q_0$  et  $\Delta\rho/\rho_0$  est établie:

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = \frac{\left( \frac{3}{2L_{porte} \sqrt{2g}} \right)^{\frac{2}{3}}}{H_{porte}} C_D^{\frac{2}{3}} q_0^{\frac{2}{3}} \left| \frac{(\rho_{\infty} - \rho_0)}{\rho_0} \right|^{-\frac{1}{3}}$$

Équation B-22

Grâce à cette relation, il est possible d'estimer la hauteur de l'interface des fumées au niveau d'une ouverture, à partir des données d'entrée du problème qui sont le débit d'injection du mélange et sa masse volumique. Cette corrélation dépend fortement de la géométrie de l'ouverture considérée ( $H_{porte}$ ,  $L_{porte}$ ).

Il est possible d'introduire dans cette relation soit le débit d'hélium soit la puissance convective à la place du débit volumique total d'injection  $q_0$ . Pour ce faire, les relations suivantes sont utilisées:

$$\left. \begin{aligned} \chi_{He} &= \frac{q_{He}}{q_0} \\ \rho_0 &= \chi_{He} \rho_{He} + (1 - \chi_{He}) \rho_{air} \Rightarrow \chi_{He} = \frac{\rho_0 - \rho_{air}}{\rho_{He} - \rho_{air}} \end{aligned} \right\} \Rightarrow q_0 = q_{He} \frac{\rho_{He} - \rho_{air}}{\rho_0 - \rho_{air}}$$

Équation B-23

En remplaçant  $q_0$  par l'Équation B-23, une relation donnant le rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction du débit d'hélium injecté et de l'écart de densité au niveau de l'injection est trouvée:

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = \frac{\left(\frac{3}{2L_{porte}\sqrt{2g}}\right)^{\frac{2}{3}}}{H_{porte}} (\rho_{\infty} - \rho_{He}) C_D^{-\frac{2}{3}} q_{He}^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_0^{\frac{1}{3}}}{(\rho_{\infty} - \rho_0)} \quad \text{Équation B-24}$$

Dans l'Équation B-24, en remplaçant  $q_{He}$  par la relation le reliant à la puissance convective (Équation B-6), l'équation suivante est obtenue:

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = \frac{\left(\frac{3}{2L_{porte}\sqrt{2gC_p T_{\infty}}}\right)^{\frac{2}{3}}}{H_{porte}} C_D^{-\frac{2}{3}} Q_c^{\frac{2}{3}} \frac{\rho_0^{\frac{1}{3}}}{(\rho_{\infty} - \rho_0)} \quad \text{Équation B-25}$$

Un coefficient de décharge  $C_D$  apparaît dans l'expression de la vitesse moyenne de l'écoulement à la porte Équation B-20. Ce coefficient dépend lui aussi du type d'ouverture considéré, il est dû d'une part aux effets visqueux et d'autre part à la contraction de l'écoulement induit par la géométrie de l'ouverture. Le coefficient de décharge est égal au produit de  $C_{\mu}$  (coefficient de vitesse) et  $C_{vc}$  (coefficient de contraction). Comme le montre la Figure B-40 (Emmons 1996), le coefficient de décharge dépend du nombre de Reynolds  $Re$  défini comme suit:

$$Re = \frac{\rho U D}{\mu} \quad \text{Équation B-26}$$

Avec  $D$  le diamètre de l'orifice et  $U$  la vitesse à l'ouverture.

Différents régimes sont observés selon la valeur du nombre de Reynolds. Quand  $Re > 6400$  le coefficient de décharge est pris égal à  $\sim 0,6$ . Pour des nombres de Reynolds plus petits des corrélations sont utilisées.

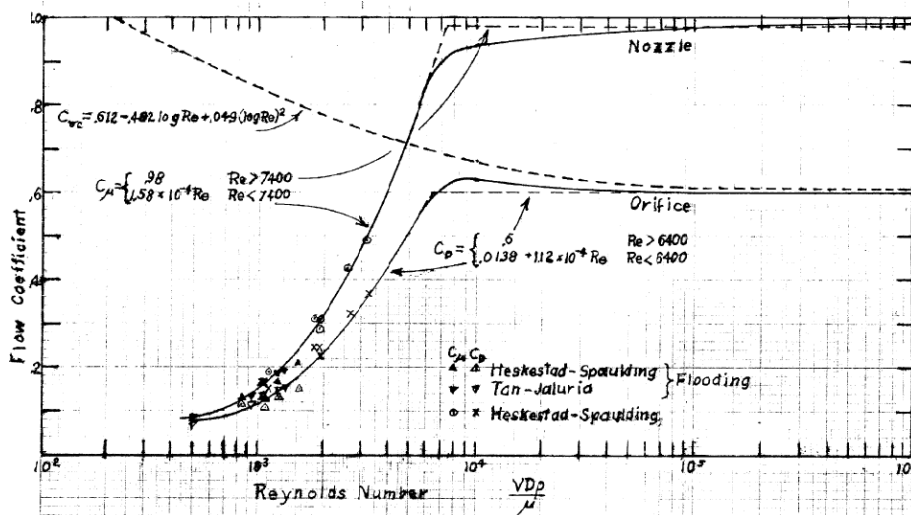


Figure B-40: Coefficients de décharge pour des ouvertures et des injecteurs (Emmons 1996)

A partir de l'expression de la vitesse moyenne obtenue par intégration de la formulation du théorème de Bernoulli, l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture peut être exprimée en fonction d'un nombre sans dimension  $Ri$  ayant l'allure d'un nombre de Richardson.

$$Ri = \frac{\Delta\rho}{\rho_{porte}} \frac{g H_{l\,int}}{\overline{(U_{porte})}^2} \text{ avec } \overline{(U_{porte})} = \frac{q_0}{L_{porte} D_0} \quad \text{Équation B-27}$$

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = \left( \frac{3}{2\sqrt{2}} \right)^2 \left( \frac{1}{C_D} \right)^2 \left( \frac{1}{Ri} \right) \left( \frac{H_{l\,int}}{H_{porte}} \right) \quad \text{Équation B-28}$$

Ces relations théoriques obtenues permettent de calculer la vitesse et l'épaisseur  $D_0$ .

Une étude expérimentale est menée dans le cas sans dilution afin de pouvoir comparer théorie et expérience et d'évaluer expérimentalement le coefficient  $C_D$ .

### B.VII.2 Description du dispositif expérimental sans dilution

Une étude expérimentale est menée sur l'écoulement à la porte, dans le but de relever les épaisseurs de la couche de fumées  $D_0$  ainsi que l'angle d'injection  $\Phi_0$  de l'écoulement au niveau de l'ouverture pour différents débits d'injection et différentes masses volumiques de mélange (Figure B-41). En raison de difficultés de mesures, l'épaisseur  $D_0$  est mesurée à  $\sim 8\text{mm}$  de l'axe de la porte. Pour se rapprocher au mieux du modèle théorique simplifié présenté dans le paragraphe précédent, le dispositif expérimental décrit dans le paragraphe B.III est modifié (cf. Figure B-43). Le mélange air/hélium est injecté par le plafond du local "source" par le biais d'une double injection et d'un plénum permettant de diminuer les effets de turbulence (il n'y a pas d'entraînement d'air, les fumées ne sont donc pas diluées). Ceci permet de satisfaire à la condition imposée dans le modèle théorique qui suppose que la masse volumique à l'injection et à la porte sont égales. Des mesures de masse volumique réalisées dans l'axe de la porte, sur toute sa hauteur permettent de vérifier cette hypothèse pour trois débits différents ( $q_{\text{mélange}} = 50, 150$  et  $300$  l/min).

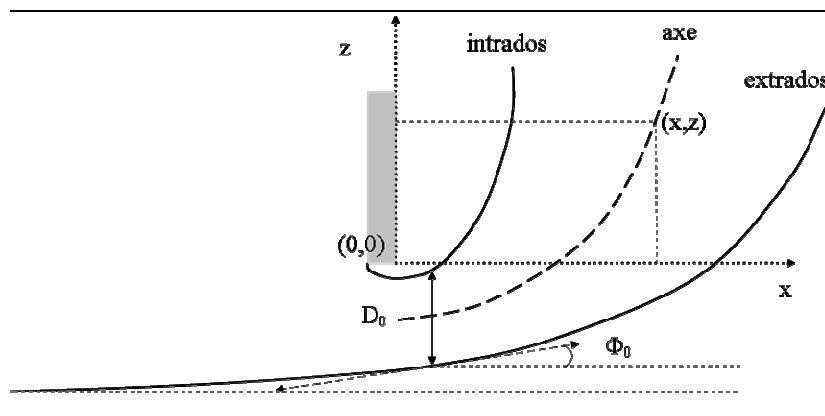


Figure B-41: Caractéristiques géométriques recherchées



Figure B-42: Photographie du dispositif expérimental utilisé dans la configuration sans dilution

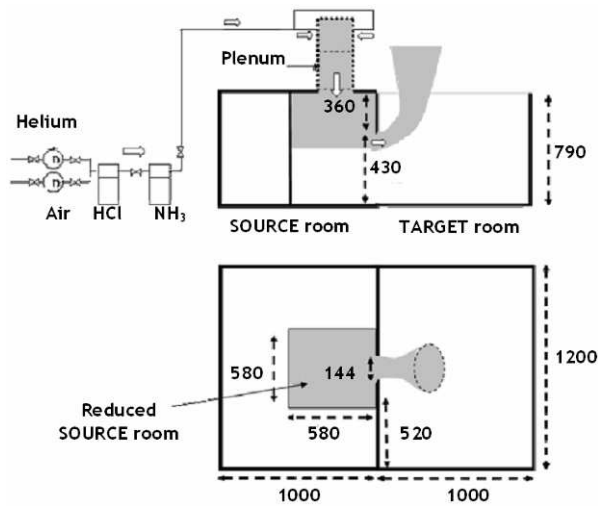


Figure B-43 : Dispositif expérimental d'étude de l'écoulement à la porte

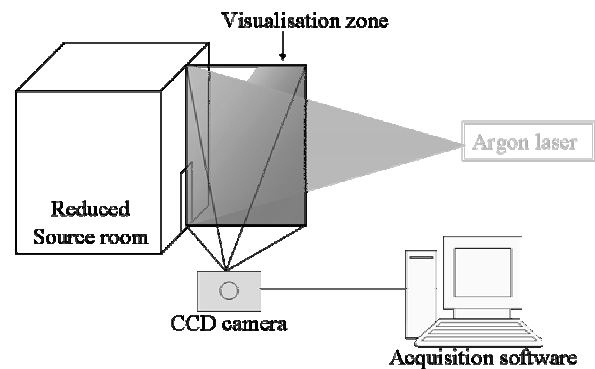


Figure B-44 : Dispositif mis en place pour les visualisations par tomographie laser

L'épaisseur  $D_0$  est mesurée par tomographie laser. Le dispositif mis en place est présenté en Figure B-44. Les images obtenues sont tout d'abord moyennées (moyenne calculée sur 200 images instantanées) puis ensuite traitées par un ou des logiciel(s) de traitement d'images (IDL ou ImageJ). L'épaisseur de la couche de fumées est estimée à partir du signal dérivé du profil d'intensité lumineuse (en niveaux de gris) (Figure B-45). Le profil vertical est tracé à la porte, c'est-à-dire sur la première ligne de pixels sur lesquels apparaît le panache afin de déterminer l'épaisseur du panache. Les extremums de la dérivée du profil sont les limites permettant de localiser le contour géométrique du flux de gaz sortant. Une mire permet de convertir les pixels en centimètres et ainsi d'obtenir une épaisseur  $D_0$  en centimètres. Cette technique suppose que le passage du fond sombre au panache lumineux présente un gradient important (variation nette et franche). Si la transition présente un gradient faible (transition floue), l'extremum de la dérivée peut être situé dans le panache d'où une sous évaluation de l'épaisseur. L'angle d'injection de l'écoulement au niveau de la porte est mesuré graphiquement sur les images.

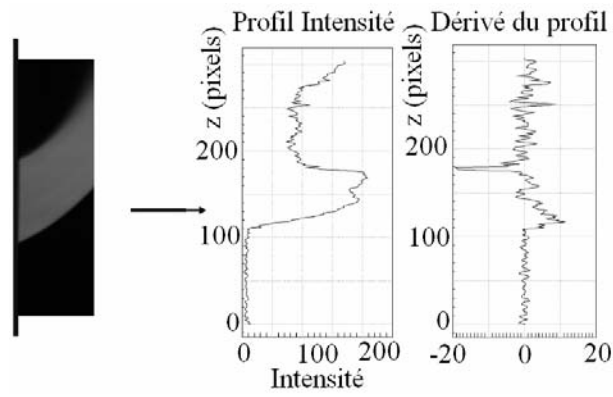


Figure B-45: Principe de mesure de l'épaisseur de couche de fumées  $D_0$  à partir des profils d'intensité lumineuse

Une série de tests est réalisée. Deux paramètres caractérisent les différents essais: le débit d'hélium  $q_{He}$  (autrement dit la puissance convective) et la masse volumique du mélange  $\rho_0$ . Le Tableau B-5 récapitule les caractéristiques de chaque test, avec la puissance convective équivalente au débit d'hélium injecté dans le dispositif. Cette campagne est réalisée pour des larges gammes de puissance convective et de masse volumique.

$q_0$ (l/min)	%He		$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )															
	100	85	75	50	35	25	0,166		0,3241		0,4295		0,693		0,8511		0,9565	
	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW	$q_{He}$ l/min	$Q_{conv}$ kW
20	20	0,1			10	0,05									5	0,03		
50	50	0,26			25	0,13									12,5	0,06		
100	100	0,51	85	0,44	75	0,39	50	0,26	35	0,18	25	0,13						
200	200	1,03	170	0,88	150	0,77	100	0,51	70	0,36	50	0,26						
300	300	1,54	255	1,31	300	1,54	150	0,77	105	0,54	75	0,39						
400	400	2,06	340	1,75	225	1,16	200	1,03	140	0,72	100	0,51						
500	500	2,57	425	2,19	375	1,93	250	1,29	175	0,9	125	0,64						
600	600	3,09	510	2,63	450	2,32	300	1,54	210	1,08	150	0,77						

Tableau B-5: Grille des essais menés pour la caractérisation géométrique de l'écoulement à la porte

### B.VII.3 Les résultats expérimentaux obtenus dans la configuration sans dilution

L'approche expérimentale permet avant tout d'effectuer une série d'observations qui renseigne sur la phénoménologie de l'écoulement du panache déversant. L'interface entre le mélange gazeux et l'air frais n'est pas parfaitement horizontale et un rayon de courbure est observé en amont et au niveau de la porte (Figure B-46). Le déversement modifie donc l'interface dès le local "source". Cet angle d'injection initial au niveau de l'ouverture peut s'expliquer par le fait que la vitesse au niveau de la surface libre dans le volume "source" n'est pas nulle et possède une composante verticale due aux forces de flottabilité.

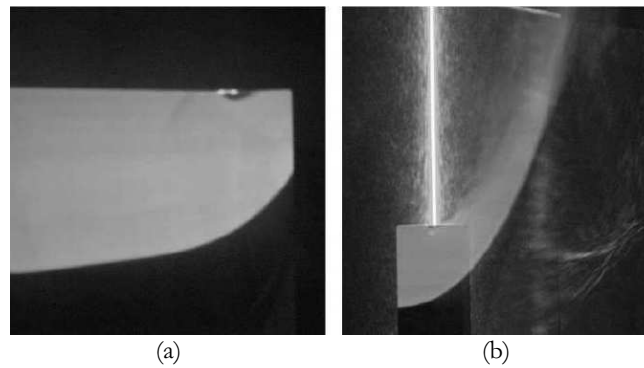


Figure B-46: Visualisation pour  $q_{He} = 300 \text{ l/min} + q_{air} = 300 \text{ l/min}$ , (a) dans le local source, (b) dans le local cible

Autre constatation qualitative, à masse volumique initiale  $\rho_0$  fixée, l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  diminue quand le nombre de Richardson augmente (Figure B-47). Le résultat est en accord avec ce qui a été présenté précédemment dans la partie théorique. L'angle initial d'injection augmente avec le nombre de Richardson.

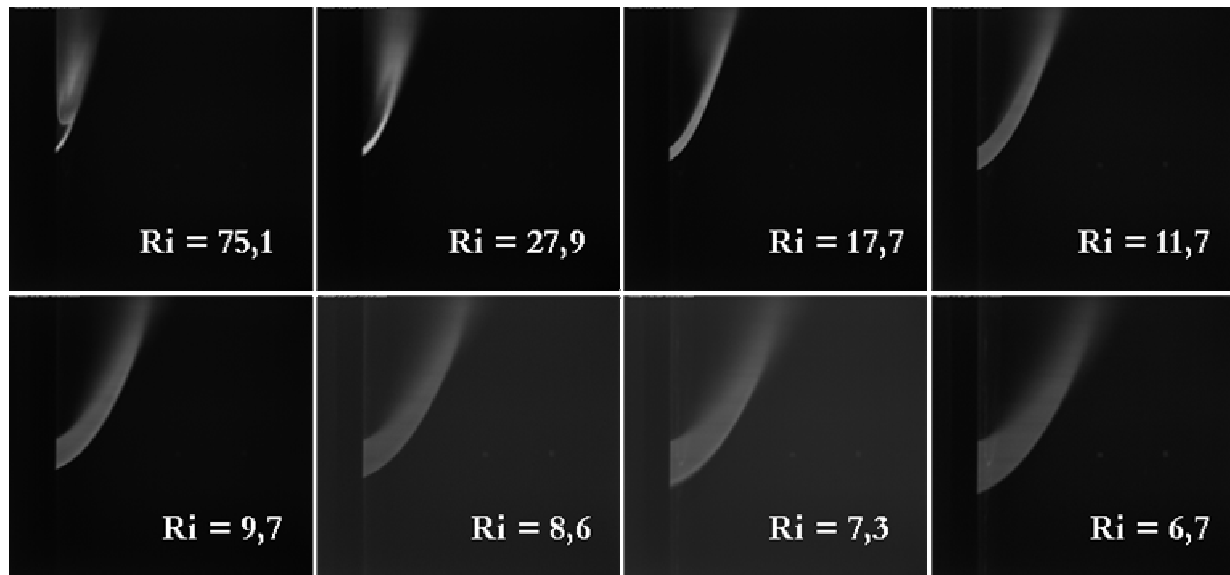


Figure B-47: Evolution qualitative de l'épaisseur de la couche de fumées en fonction du nombre de Richardson pour la série d'essais à 50% d'hélium

A partir des images moyennes obtenues pour chacun des tests présentés dans le Tableau B-5, l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  est mesurée et tracée en fonction du débit d'hélium injecté (autrement dit de la puissance convective) et de la proportion d'hélium dans le mélange (Figure B-48). Pour une proportion d'hélium donnée (pour une masse volumique fixée), plus le



débit d'hélium injecté (autrement dit la puissance convective) augmente et plus l'épaisseur à la porte est grande. Cette augmentation résulte d'une accumulation du mélange air/hélium dans le local "source". L'augmentation du débit total du mélange ne peut être compensée par une évacuation plus rapide dans le local cible en raison de forces de flottabilité constante ( $\Delta\rho.g=\text{constante}$ ). Pour un débit d'hélium injecté fixé, plus la proportion d'hélium dans le mélange est importante (différence de densité importante ou température élevée), plus l'épaisseur à la porte est fine. L'écart de densité important à la porte provoque un fort tirage sur le panache dans le local cible qui va s'élever rapidement, c'est ce qui va réduire l'épaisseur à la porte.

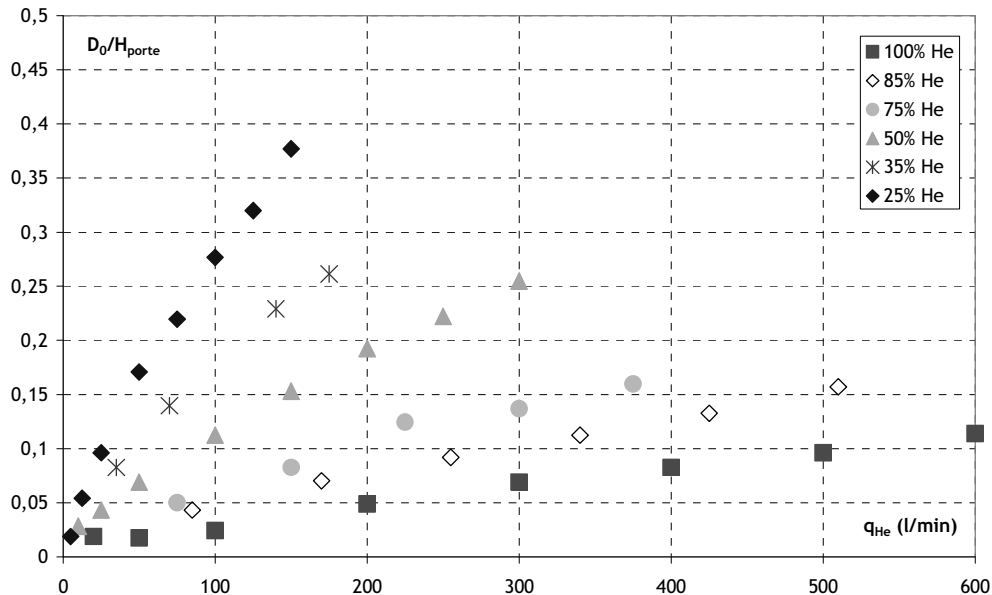


Figure B-48: Evolution de  $D_0$  en fonction du débit d'hélium injecté et de la proportion d'hélium dans le mélange

L'analyse théorique montre que l'épaisseur du mélange à la porte  $D_0$  est fonction du produit  $q_0^{\frac{2}{3}} \left( \frac{\Delta\rho}{\rho_{porte}} \right)^{\frac{1}{3}}$  qui comprend les deux paramètres d'entrée de l'étude  $q_0$  et  $\chi_{He}$ . La Figure B-49 confirme cette dépendance.

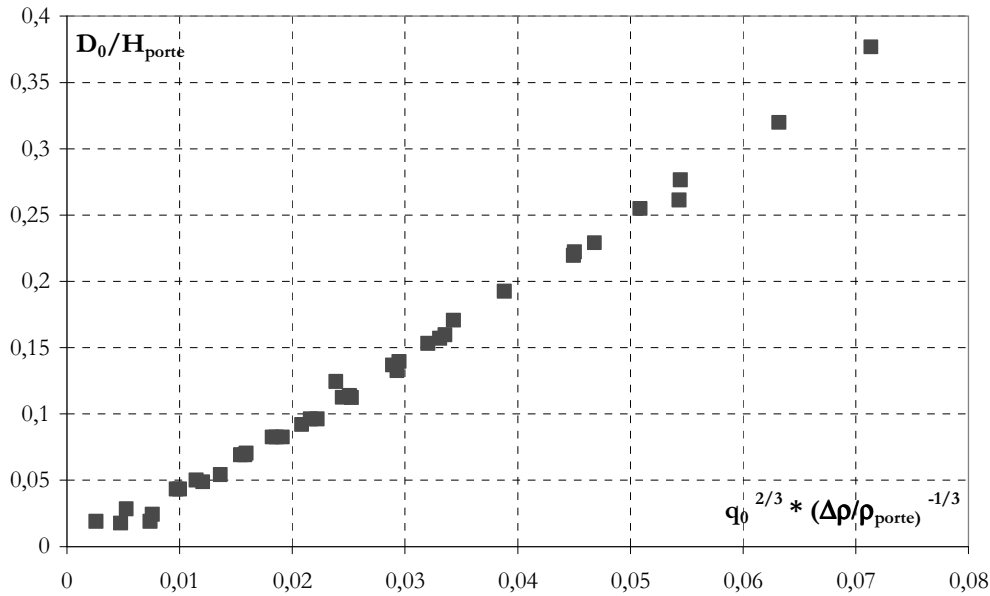


Figure B-49: Evolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction du produit  $q_0^{2/3} * \left(\frac{\Delta\rho}{\rho_{porte}}\right)^{-1/3}$

Le nombre de Richardson modifié (défini par l'Équation B-28) est calculé avec la hauteur du linteau  $H_{lint}$  et la vitesse initiale  $U_{porte}$  comme grandeurs caractéristiques. La Figure B-50 représente l'évolution de l'épaisseur initiale mesurée en fonction du nombre de Richardson. Il existe une dépendance claire entre l'épaisseur et  $Ri$ . Toutefois quatre points de ce tracé sont nettement en dehors de la tendance générale. Ces points proviennent de trois pourcentages d'hélium différents mais correspondent systématiquement à de très faibles débits totaux. Cet écart peut être justifié par une imprécision de la mesure de l'épaisseur initiale du panache pour de faibles débits. En écartant ces quatre points de l'analyse, le graphe ci-dessous conduit à la corrélation suivante:

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = 3,41 \cdot Ri^{-1.3851} \quad \text{Équation B-29}$$

Théoriquement, le rapport  $D_0/H_{porte}$  évolue en fonction de  $Ri^{-1}$ , la valeur de l'exposant trouvée expérimentalement est différente de 1 du fait de la non prise en compte du coefficient de décharge  $C_D$ .

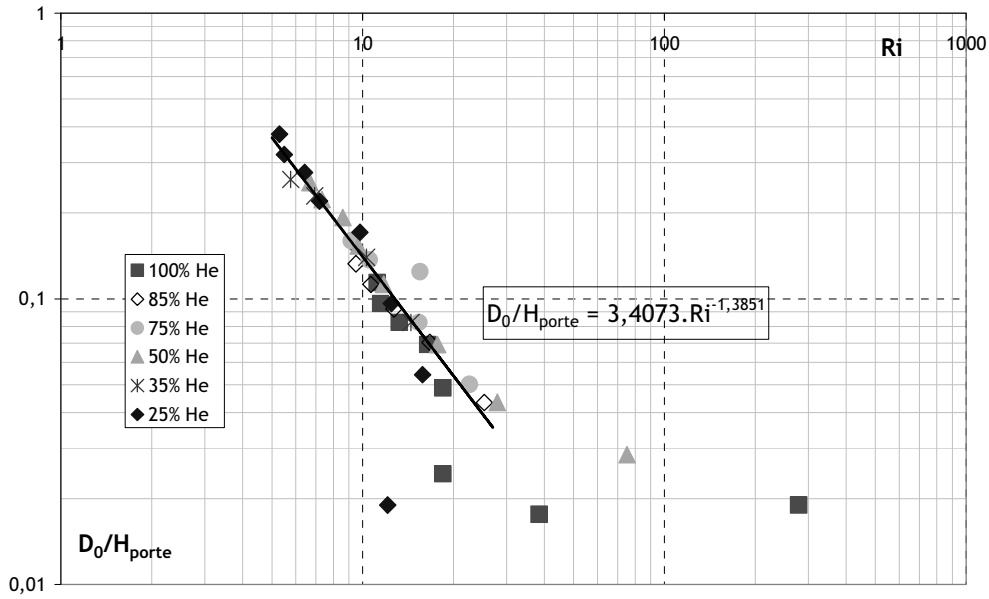


Figure B-50: Evolution de  $D_0$  en fonction du nombre de Richardson  $Ri$

La Figure B-51 donne l'évolution de la vitesse moyenne calculée sur la couche de fumées en fonction du débit d'hélium injecté. Cette vitesse débitante est calculée à partir de l'Équation B-21. Le graphe ci-dessous montre que pour une proportion d'hélium fixée, plus le débit d'hélium injecté (autrement dit la puissance convective) augmente, plus la vitesse débitante est importante. Il est logique que plus les fumées sont injectées à fort débit, plus elles vont s'évacuer rapidement par la porte. Pour un débit d'hélium injecté fixé, plus la proportion d'hélium dans le mélange est importante, plus la valeur de la vitesse à la porte est importante. Plus la quantité d'hélium dans le mélange est importante, plus l'écart de densité avec l'environnement est important, plus les forces de flottabilité prennent le dessus sur les forces d'inertie. Autrement dit, plus le mélange est léger et plus les fumées se propagent rapidement par la porte.

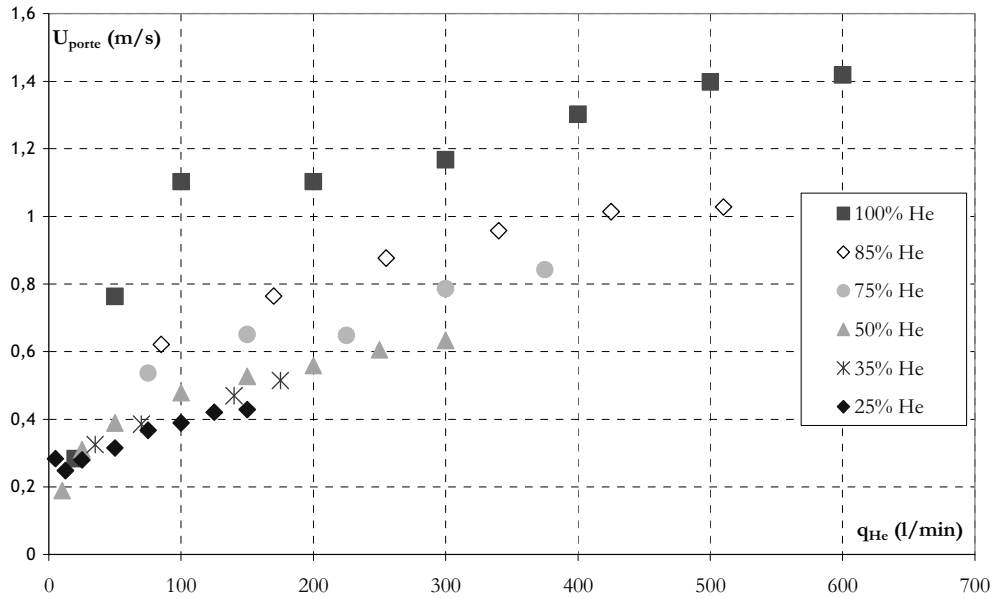


Figure B-51: Evolution de la vitesse moyenne à la porte en fonction du débit d'hélium injecté et de la proportion d'hélium dans le mélange

Les deux expressions de la vitesse moyenne  $\bar{U}_{porte}$  données précédemment permettent de déterminer expérimentalement le coefficient de décharge  $C_D$ :

$$C_D = \frac{3}{2} \frac{D_0^{-3} q_0}{L_{porte} \sqrt{2g \frac{\Delta\rho}{\rho_0}}} \quad \text{Équation B-30}$$

En traçant le coefficient de décharge ainsi obtenu en fonction du nombre de Reynolds (Figure B-52), la corrélation suivante est obtenue:

$$C_D = 1.8048 Re^{-0.1148} \quad \text{Équation B-31}$$

Avec le nombre de Reynolds défini comme suit:

$$Re = \frac{\rho_{porte} U_{porte} D_0}{\mu} \rightarrow Re = \frac{\rho_{porte} q_0}{\mu L_{porte}} \quad \text{Équation B-32}$$

Avec la viscosité dynamique calculée de la façon suivante:  $\bar{\mu} = \frac{\mu_{air} + \mu_{He}}{2}$ .

La corrélation trouvée expérimentalement est en adéquation avec le graphe proposé par Emmons 1996, elle correspond à la courbe proposée pour calculer le coefficient de contraction. Dans notre configuration géométrique, les effets de contraction prennent le dessus sur les effets visqueux.

Les tests réalisés dans la campagne décrite dans le Tableau B-5 correspondent à de faibles valeurs de Reynolds, le coefficient de décharge ne peut être pris constant.

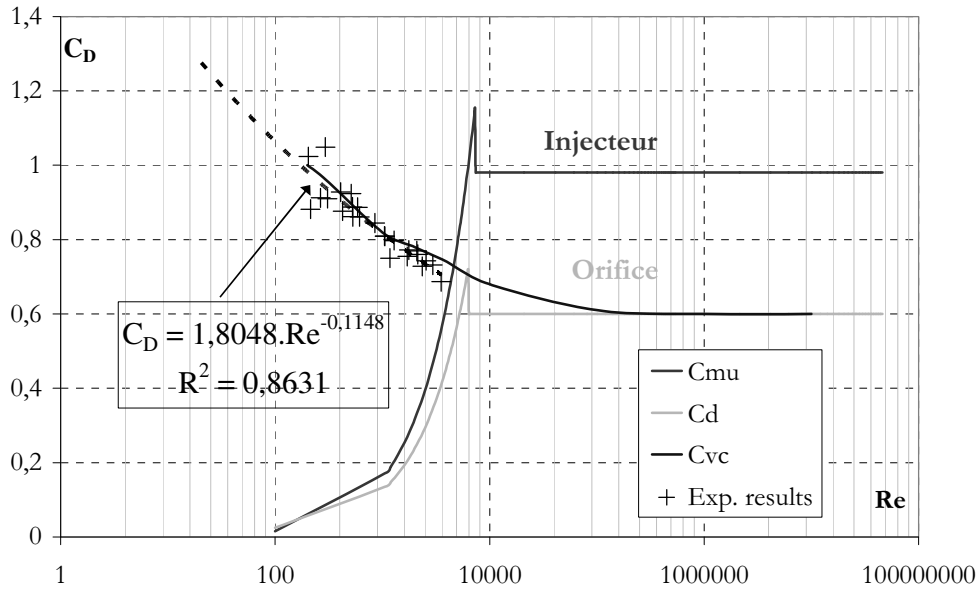


Figure B-52: Evolution du coefficient de décharge  $C_D$  en fonction du nombre de Reynolds  $Re$  (Emmons0)

La dépendance en Reynolds du  $C_D$ ,  $C_D = A \cdot Re^n$ , peut être réintroduite dans la relation exprimant le rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction du nombre sans dimension  $Ri$  (Équation B-28), la relation suivante est obtenue:

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = B(U_{porte} \Delta\rho)^{\left(\frac{-2n}{2n+1}\right)} Ri^{\left(\frac{2n-1}{2n+1}\right)} \quad \text{Équation B-33}$$

Avec  $B$  une constante,  $n$  l'exposant du nombre de Reynolds trouvé égal à  $n=-0.1148$  (Équation B-31).

Connaissant désormais le coefficient de décharge, l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  peut être calculée à partir du modèle théorique en fonction des données d'entrée  $q_0$  et  $\rho_0$  (Figure B-53). La relation théorique est parfaitement retrouvée.

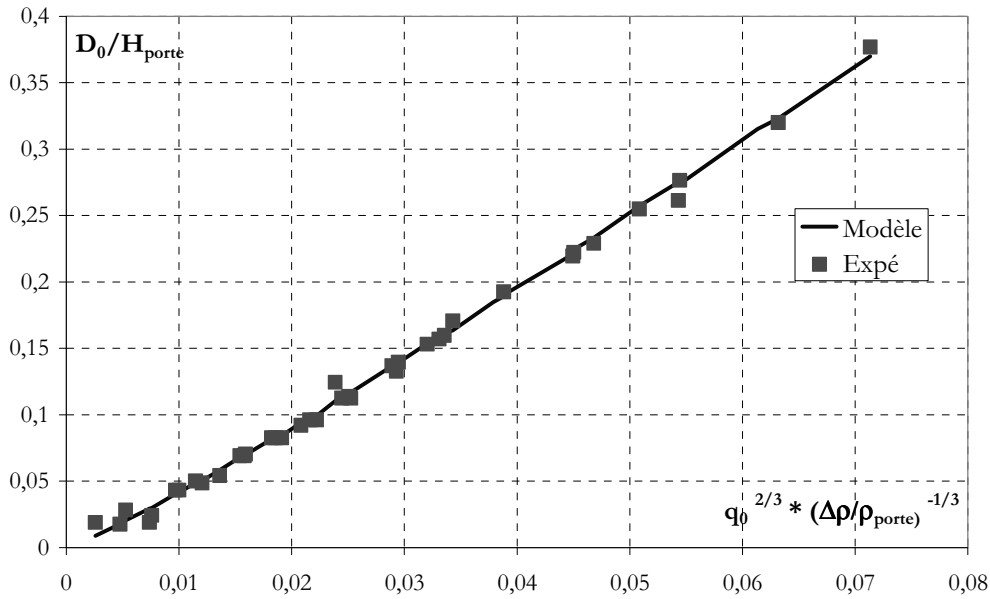


Figure B-53: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $q_0$  et  $\rho_0$

D'autre part, la relation en fonction de la puissance convective peut également être tracée:

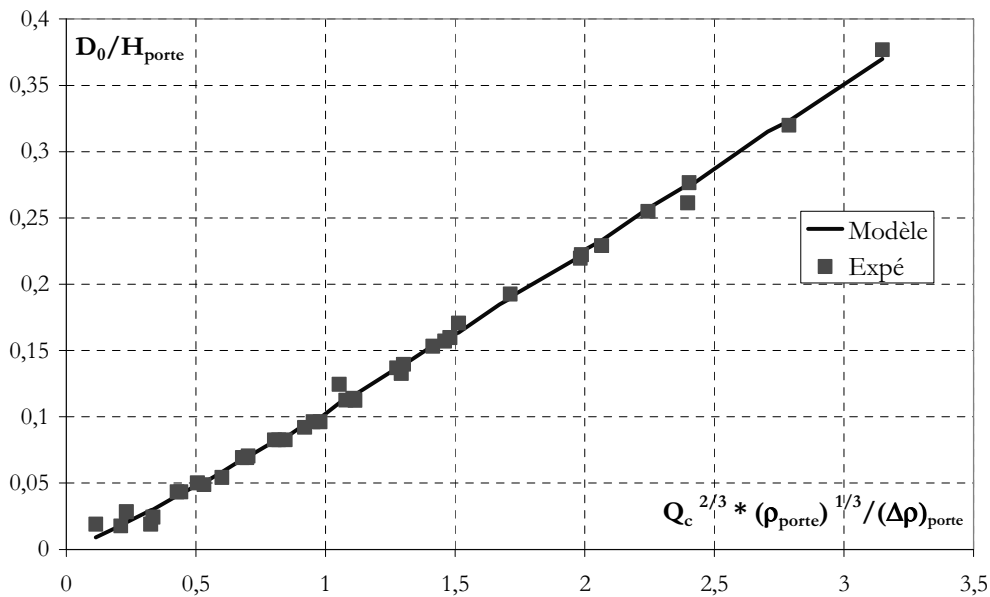


Figure B-54: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $Q_c$  et  $\rho_0$

A partir de ce graphe, connaissant le débit volumique total injecté initialement dans le dispositif ainsi que la masse volumique initiale du mélange, le rapport  $D_0/H_{\text{porte}}$  peut être estimé.

Pour les différents résultats expérimentaux montrés précédemment, deux paramètres semblent influencer fortement sur les caractéristiques de l'écoulement à la porte: la puissance convective au niveau de la source (autrement dit le débit d'hélium injecté) et la masse volumique initiale du mélange injecté.

La Figure B-55 présente l'évolution de l'angle moyen  $\phi_0$  en fonction du débit d'hélium injecté et de la proportion d'hélium dans le mélange. Cet angle varie avec  $q_{\text{He}}$  et  $\chi_{\text{He}}$  mais reste

inclus dans l'intervalle  $[20^\circ, 35^\circ]$ . Pour les faibles débits, les angles les plus importants sont mesurés pour le cas 100% Hélium. Dans cette configuration, la différence de densité avec le milieu ambiant est très importante donc les forces de flottabilité mises en jeu sont intenses, l'écoulement est piloté par l'énergie potentielle. Quand le débit  $q_{\text{He}}$  augmente,  $\phi_0$  tend vers une valeur stable d'environ  $20^\circ$ . Cette limite est spécifique à la configuration géométrique et à l'ouverture considérée.

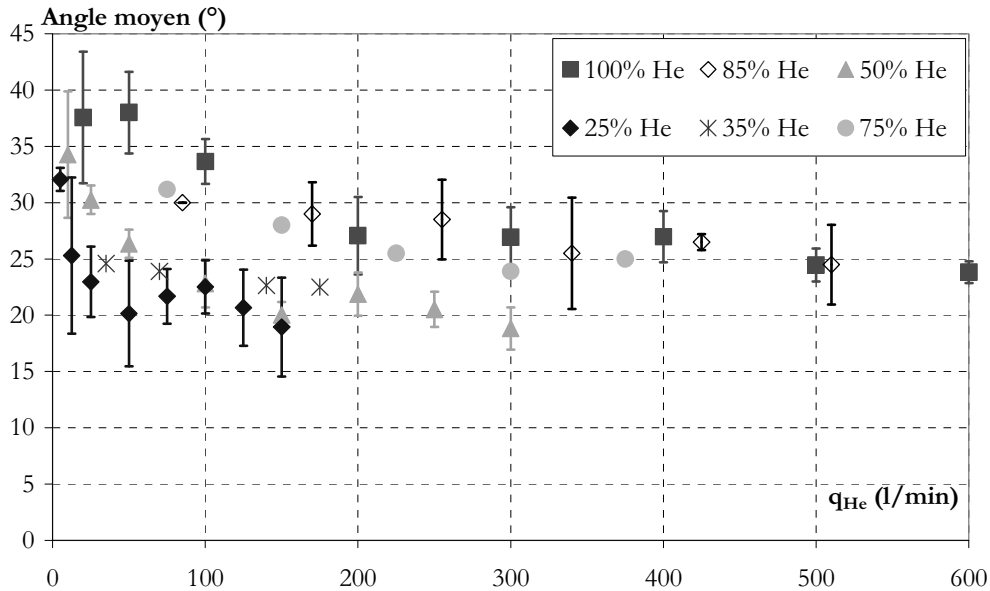


Figure B-55: Evolution de l'angle  $\phi_0$  en fonction du débit d'hélium injecté et de la proportion d'hélium dans le mélange

Suite à ces résultats, une étude paramétrique est menée sur l'influence de la largeur de la porte sur les caractéristiques géométriques de l'écoulement au niveau de l'ouverture. Cette partie a pour objectif d'étendre les résultats obtenus précédemment pour des ouvertures à dimension variable (porte d'origine,  $L_{\text{porte}_0} = 14.4$  cm). Le dispositif expérimental utilisé pour cette partie est le même que celui décrit dans le paragraphe §B.VII.2. Différentes largeurs de porte sont testées,  $L_{\text{porte}} = 10, 5, 2.5, 1, 0.6$  et  $0.4$  cm. La Figure B-56 montre les deux pièces métalliques montées sur l'encadrement de la porte d'origine permettant de faire varier la largeur de l'ouverture.

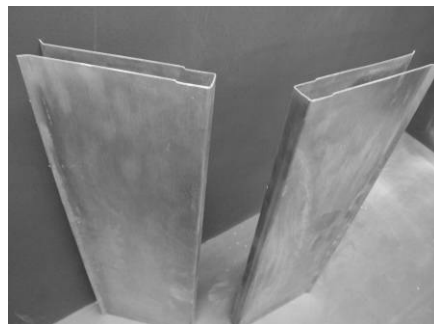


Figure B-56: Photographie des pièces métalliques permettant de travailler avec une largeur d'ouverture variable

Pour cette étude paramétrique, 60 essais ont été réalisés. Les influences de la largeur de l'ouverture ( $L_{\text{porte}}$ ), de la masse volumique du mélange ( $\rho_0$ ) et du débit total du mélange injecté ( $q_0$ ) sont étudiées. L'étude portant exclusivement sur un écoulement à surface libre, la grille d'essais est définie de façon à avoir toujours une surface libre dans le local "source" en régime

stationnaire. Le Tableau B-6 donne les largeurs d'ouverture testées en fonction des plages de débit et des proportions d'hélium est présenté ci-dessous:

$q_0$ (l/min) \ %He	25	50	60	75
50				
100				
200				
300				
400				
600				

$L_{\text{porte}} = 0.4 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 0.6 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 1 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 2.5 \text{ cm}$
$L_{\text{porte}} = 5 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 10 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 13.9 \text{ cm}$	$L_{\text{porte}} = 14.4 \text{ cm}$

**Tableau B-6: Grille d'essais pour l'étude paramétrique sur la largeur de la porte**

Cette représentation permet de mettre en relief trois directions de recherche :

- Un couple de débit et de proportion d'hélium ( $q_0=100 \text{ l/min}$ ,  $\chi_{\text{He}} = 50\%$ ) est fixé, permettant l'étude de la variable "largeur d'ouverture"  $L_{\text{porte}}$ . Sept ouvertures différentes sont testées (cases grisées dans le Tableau B-6).
- Pour une largeur d'ouverture ( $L_{\text{porte}} = 1 \text{ cm}$ , case jaune), les paramètres  $q_0$  et  $\chi_{\text{He}}$  sont étudiés indépendamment. Le débit est maintenu à  $100 \text{ l/min}$  en faisant varier la proportion d'hélium de 25 à 75%. Puis cette proportion est fixée à 60% pendant que le débit varie de 100 à 300 l/min.
- Les autres essais ajoutent des points complémentaires qui balayent une large plage de nombre de Reynolds, les débits allant jusqu'à 600 l/min.

La Figure B-57 présente l'évolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction de la largeur de l'ouverture  $L_{\text{porte}}$ , pour un débit total injecté égal à  $q_{\text{tot}} = 100 \text{ l/min}$  et pour plusieurs masses volumiques de mélange (différentes valeurs de  $\chi_{\text{He}}$  testées). Différentes proportions d'hélium ont été testées pour les faibles largeurs d'ouverture ( $L_{\text{porte}} = 0.4, 0.6 \text{ et } 1 \text{ cm}$ ). A proportion d'hélium fixée, autrement dit à masse volumique fixée,  $D_0$  diminue plus la largeur de l'ouverture est importante. En effet, plus la largeur de l'ouverture est faible, plus le transfert des fumées vers l'extérieur est difficile.



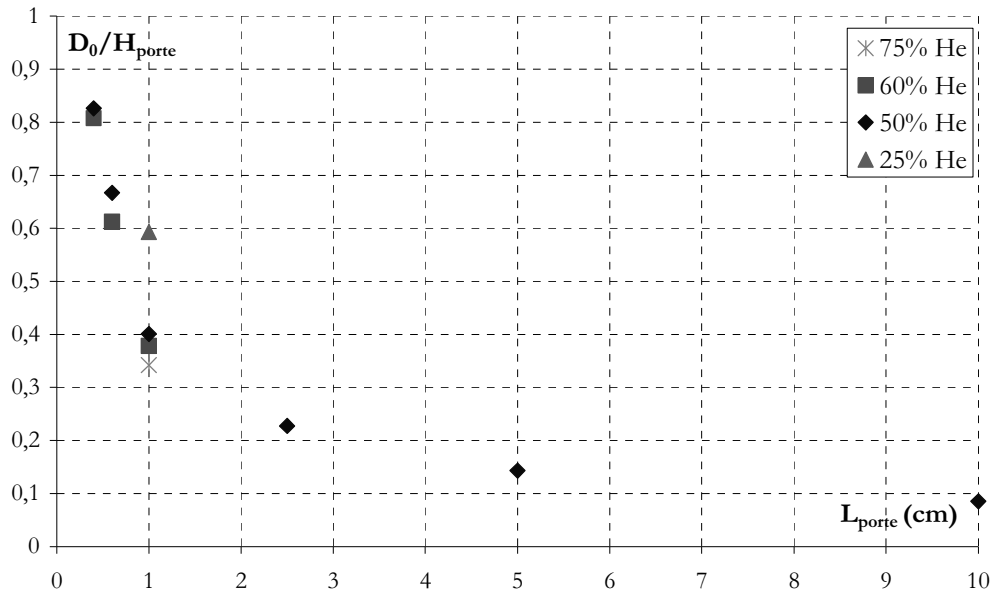


Figure B-57: Evolution de l'épaisseur de couche de fumées  $D_0$  en fonction de la largeur de l'ouverture  $L_{porte}$  pour un débit total de mélange injecté  $q_{tot}=100$  l/min

La Figure B-58 présente l'évolution de  $D_0$  en fonction du débit d'hélium injecté, pour différentes proportions d'hélium dans le mélange et pour une largeur d'ouverture fixée à 1 cm. Pour un pourcentage d'hélium fixé,  $D_0$  augmente quand le débit d'hélium augmente. Pour un même débit d'hélium injecté, plus la proportion d'hélium dans le mélange est faible, plus  $D_0$  est important. Ces deux derniers résultats avaient déjà été trouvés pour le cas de l'écoulement au niveau de la porte d'origine ( $L_{porte_0} = 14.4$  cm) dans le paragraphe §B.VII.2.

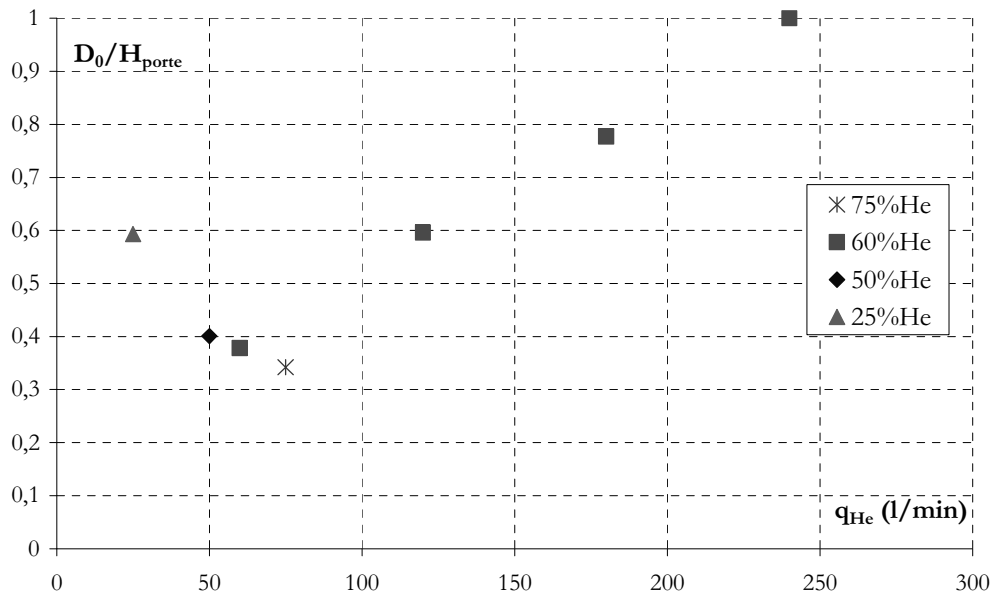


Figure B-58: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction du débit total de mélange injecté pour une largeur d'ouverture fixée  $L_{porte} = 1$  cm

L'étude théorique précédente menée sur l'écoulement du mélange air/hélium pour  $L_{porte} = 14.4$  cm a conduit à une expression permettant de calculer l'épaisseur de la couche de fumées

$D_0$  en fonction des paramètres d'entrée  $q_0$  et  $\rho_0$ .

$$\frac{D_0}{H_{porte}} = \frac{\left(\frac{3}{2\sqrt{2g}}\right)^{\frac{2}{3}}}{H_{porte}} (C_D L_{porte})^{-\frac{2}{3}} q_0^{\frac{2}{3}} \left|\frac{\rho_\infty - \rho_0}{\rho_0}\right|^{-\frac{1}{3}} \quad \text{Équation B-34}$$

Avec  $C_D = 1.8048 Re^{-0.1148}$  Équation B-35

Cette dernière relation est étendue pour des largeurs de porte variables en prenant en compte la dépendance du  $C_D$  avec la largeur de la porte. A partir des résultats expérimentaux, une relation généralisée du coefficient de décharge  $C_D$  est proposée:

$$C_D = 1.8048 Re^{-0.1148} \left(\frac{L_{porte}}{L_{porte_0}}\right)^{-0.08} \quad \text{Équation B-36}$$

Avec  $L_{porte_0} = 14.4$  cm.

L'expression donnant l'épaisseur de la couche à la porte en fonction des conditions expérimentales est présentée sur la Figure B-59 pour l'ensemble des points obtenus lors de la campagne "sans dilution". Le coefficient de décharge  $C_D$  est calculé en utilisant la corrélation présentée ci-dessus. Le bon accord entre les données expérimentales et la relation théorique est confirmé. Ce résultat était attendu, le coefficient  $C_D$  ayant été déterminé de façon à satisfaire le modèle théorique.

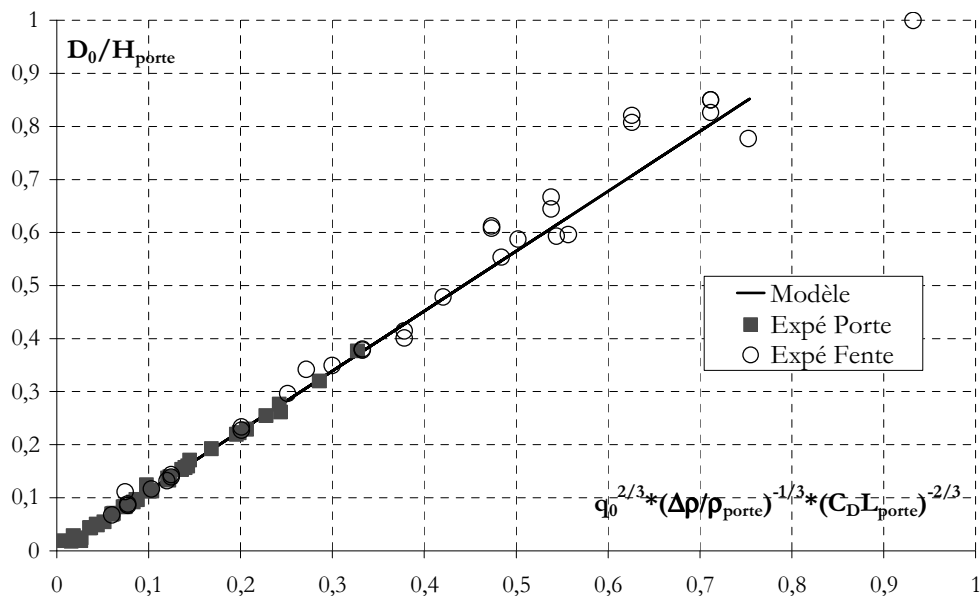


Figure B-59: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $q_0$ ,  $\rho_0$  et  $L_{porte}$

Les résultats importants à retenir de ce paragraphe sont:

- L'épaisseur de la couche de mélange à la porte ainsi que sa vitesse moyenne dépendent uniquement de l'écart de masse volumique relatif et de la puissance convective,

- Une corrélation expérimentale donnant un coefficient de décharge  $C_D$  pour une ouverture de type porte de largeur variable est établie,
- L'écoulement à la porte présente un rayon de courbure caractéristique.

#### B.VII.4 Approche expérimentale avec dilution

Cette partie est consacrée à l'étude expérimentale de l'écoulement à la porte, dans le cas où les fumées sont injectées au niveau du sol. Pour cette configuration, les fumées impactent au plafond du local "source", le processus de remplissage est observé jusqu'à l'atteinte de la porte, puis les fumées se déversent dans le local "cible" via cette ouverture. Pour ce cas, les fumées sont diluées du fait de l'entraînement d'air dans le local "source", leur masse volumique au niveau de la porte n'est pas contrôlée.

L'objectif de cette étude est de voir quelle est l'influence de la dilution des fumées sur les caractéristiques de l'écoulement à la porte, à savoir l'épaisseur de la couche de fumées, la vitesse et la masse volumique de l'écoulement.

Pour ce faire, le dispositif d'origine est utilisé (Figure B-8). Le mélange air/hélium est injecté dans le local "source" (volume initial) au niveau du sol. Après le remplissage de celui-ci, les fumées se déversent via la porte dans l'atmosphère libre.

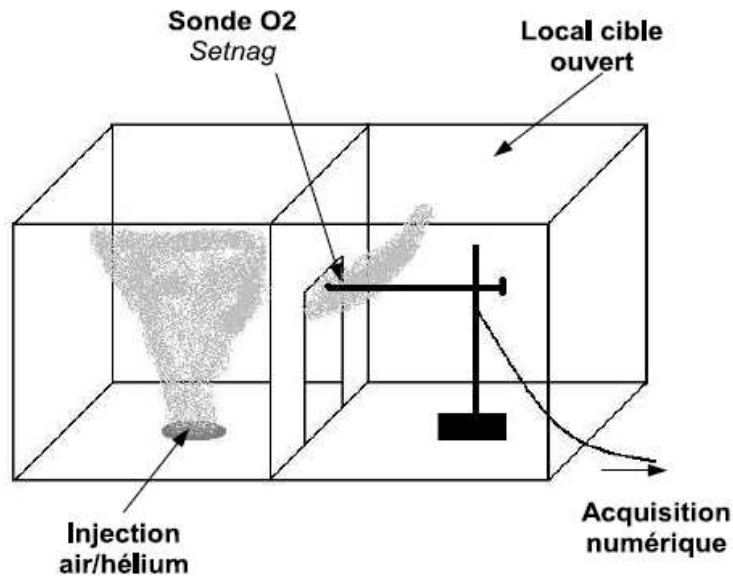


Figure B-60: Dispositif de mesures des masses volumiques de mélange dans l'axe de la porte sur toute sa hauteur

L'épaisseur  $D_0$  est mesurée sur des images moyennes calculées à partir d'images instantanées obtenues par PIV. Des mesures de concentrations sont effectuées sur toute la hauteur de la porte et l'utilisation du système PIV permet d'obtenir d'une part des visualisations de l'écoulement au niveau de la porte (pour la mesure de l'épaisseur  $D_0$ ), puis d'autre part des profils de vitesses sur l'épaisseur de la couche de fumées dans l'axe de la porte.

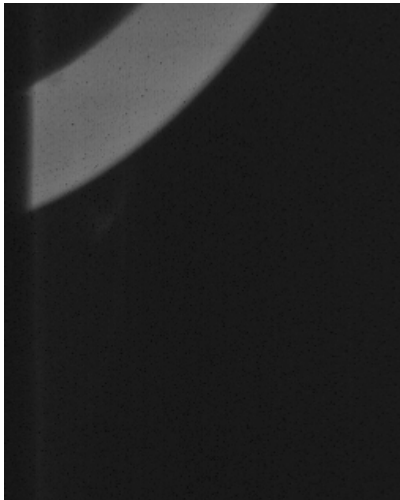
Tests	$q_{\text{tot}}$ (l/min)	$\chi_{\text{He}}$ (%)	$q_{\text{He}}$ (l/min)	$q_{\text{air}}$ (l/min)
0	25	100	25	0
1	10	100	50	0
2	200	100	100	0
3	400	100	200	0
4	100	100	400	0
5	100	50	50	50
6	200	25	25	75
7	200	50	100	100
8	200	25	50	150

**Tableau B-7: Grille d'essais pour l'approche expérimentale avec dilution**

La principale différence entre ces tests et la partie expérimentale précédente concerne le processus d'entraînement d'air au niveau du panache, ainsi que lors de l'impact au plafond et aux parois latérales. L'hypothèse  $\rho_0 = \rho_{\text{porte}}$  faite dans le paragraphe précédent n'est plus valable car il y a dilution des fumées.

Quelle conséquence va avoir cette dilution des fumées sur l'écoulement à la porte?

D'un point de vue qualitatif, d'après la Figure B-61 et la Figure B-62, à débit d'hélium injecté fixé (autrement dit à puissance convective fixée), quand les fumées sont diluées par le processus d'entraînement d'air dans le mélange, l'épaisseur de la couche de fumées à la porte augmente.



**Figure B-61: TEST SANS DILUTION** Visualisations par tomographie laser de l'écoulement à la porte pour  $q_{\text{He}} = 100$  l/min, 100% He à l'injection



**Figure B-62: TEST AVEC DILUTION** Visualisations par tomographie laser de l'écoulement à la porte pour le test 2 ( $q_{\text{He}} = 100$  l/min, 100% He à l'injection)

L'hypothèse  $\rho_0 = \rho_{\text{porte}}$  n'étant plus valable dans le cas "avec dilution", les mesures de concentration à la porte sont ainsi nécessaires pour connaître la masse volumique du mélange sur l'épaisseur de la couche de fumées. Ces mesures sont effectuées pour tous les essais présentés dans le Tableau B-7, en guise d'exemple les profils verticaux de masse volumique obtenus pour les essais  $\chi_{\text{He}} = 50\%$  sont donnés dans la Figure B-63.

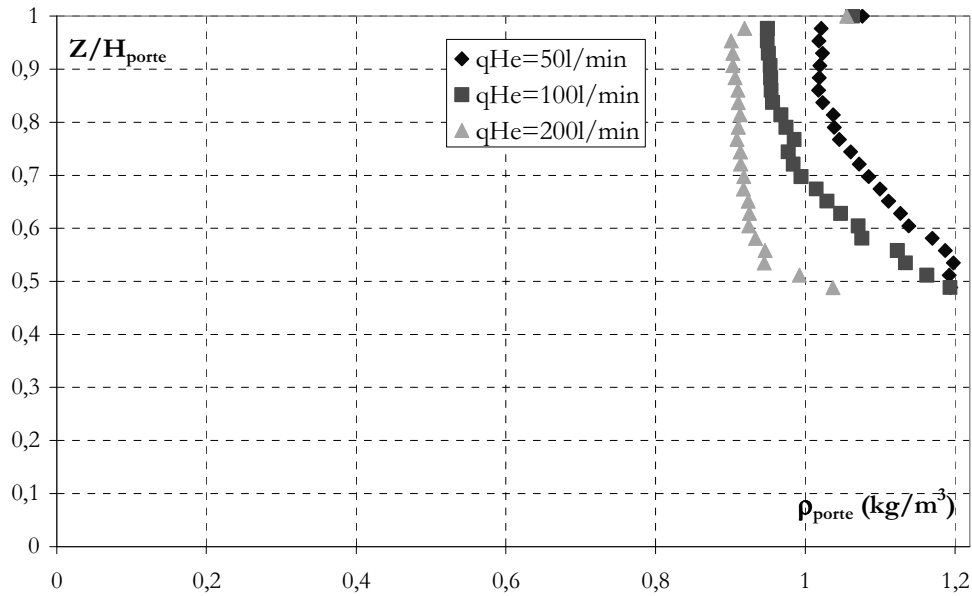


Figure B-63: Profils verticaux des masses volumiques à la porte pour les essais 50% He

A partir des profils de concentration mesurés à la porte et de la mesure de  $D_0$  (Tableau B-8), la masse volumique moyenne sur l'épaisseur de la couche de fumées est déterminée: la valeur est considérée comme étant constante sur toute l'épaisseur de la couche de fumées.

Sur la Figure B-64, les masses volumiques moyennes trouvées dans les cas "sans dilution" et "avec dilution" sont superposés.

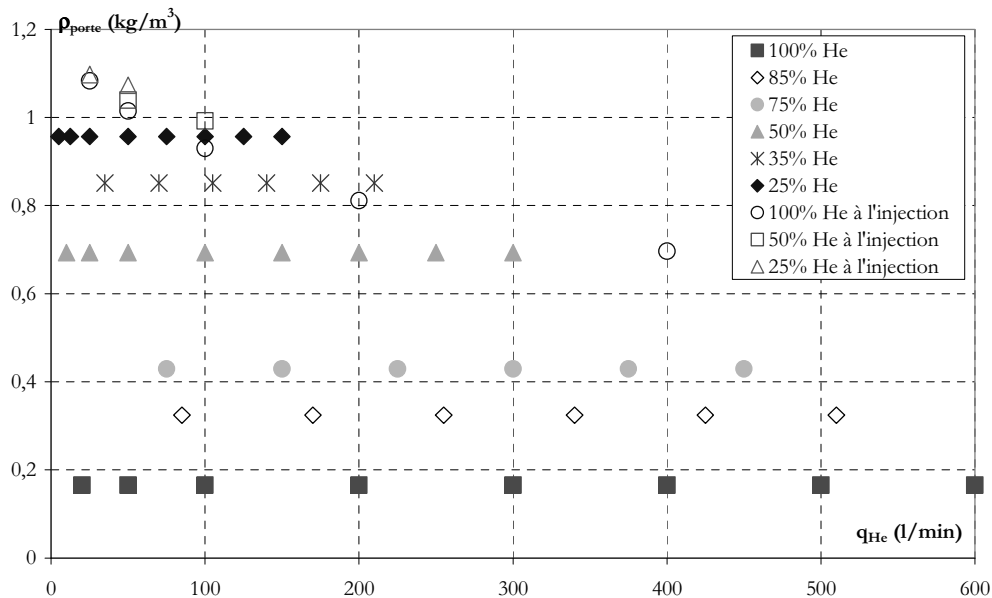


Figure B-64: Evolution de la masse volumique moyenne sur l'épaisseur de la couche de fumées à la porte en fonction du débit d'hélium injecté

Pour le cas "sans dilution", les masses volumiques à la porte restent constantes pour les différentes proportions d'hélium injecté initialement, du fait de l'hypothèse de départ:  $\rho_0 = \rho_{\text{porte}}$ .

Pour les points expérimentaux relevés dans le cas "avec dilution", d'après la Figure B-64,

pour une proportion d'hélium initiale dans le mélange fixée, plus le débit d'hélium injecté à la source (autrement dit la puissance convective) augmente, plus la masse volumique du mélange au niveau de l'ouverture diminue jusqu'à une valeur minimum:  $(\rho_{\text{porte}})_{\text{min}} \sim 0.7 \text{ kg/m}^3$ . Quand le débit d'hélium injecté dans le dispositif augmente, le processus d'entraînement d'air dans le local "source" est moins important.

L'estimation de la masse volumique du mélange sur l'épaisseur de la couche de fumées permet d'accéder à la proportion d'air entraîné dans le local "source", à partir des relations suivantes donnant les proportions d'hélium et d'air à la porte  $(\chi_{\text{He}})_{\text{porte}}$  et  $(\chi_{\text{air}})_{\text{porte}}$ :

$$\rho_{\text{porte}} = (\chi_{\text{He}})_{\text{porte}} (\rho_{\text{He}} - \rho_{\text{air}}) + \rho_{\text{air}} \quad \text{Équation B-37}$$

$$(\chi_{\text{He}})_{\text{porte}} = \frac{\rho_{\text{porte}} - \rho_{\text{air}}}{\rho_{\text{He}} - \rho_{\text{air}}} \quad \text{Équation B-38}$$

$$(\chi_{\text{air}})_{\text{porte}} = \frac{\rho_{\text{He}} - \rho_{\text{porte}}}{\rho_{\text{He}} - \rho_{\text{air}}} \quad \text{Équation B-39}$$

Le Tableau B-8 donne les pourcentages d'air retrouvés à la porte en fonction du débit d'hélium pour chaque masse volumique de mélange testé. Pour les cas où de l'hélium pur est injecté à la source, plus le débit d'hélium est faible, plus le pourcentage d'air est à la porte est significatif, ce qui signifie que l'entraînement d'air est important lors du processus de remplissage dans le local "source". Pour les autres masses volumiques, le même effet est observé. Plus le débit injecté à la source est faible, plus le phénomène de descente de l'interface dans le local "source" est lent, ce qui engendre un entraînement d'air plus important dans la couche de fumées, les fumées sont alors plus diluées quand elles arrivent au niveau de la porte.

Tout d'abord l'épaisseur de la couche de fumées à la porte  $D_0$  est mesurée à partir des images moyennes obtenues. Le Tableau B-8 présente le récapitulatif des caractéristiques mesurées au niveau de l'ouverture en fonction du débit d'hélium injecté à la source  $(q_{\text{He}})_{\text{injection}}$  et des proportions d'air et d'hélium  $(\chi_{\text{He}})_{\text{injection}}$  et  $(\chi_{\text{air}})_{\text{injection}}$  du mélange initial.

$(q_{\text{He}})_{\text{injection}}$ (l/min)	$(\chi_{\text{He}})_{\text{injection}}$ (%)	$(\chi_{\text{air}})_{\text{injection}}$ (%)	$D_0/H_{\text{porte}}$	$\rho_{\text{porte}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\bar{U}_{\text{porte}}$ (m/s)	$(\chi_{\text{He}})_{\text{porte}}$ (%)	$(\chi_{\text{air}})_{\text{porte}}$ (%)	$\alpha_e$
25	100	0	0,33	1,08	0,16	12,95	87,05	0,98
50	100	0	0,28	1,01	0,24	19,47	80,53	0,97
100	100	0	0,26	0,93	0,37	27,51	72,49	0,95
200	100	0	0,28	0,81	0,49	38,78	61,21	0,92
400	100	0	0,32	0,70	0,68	49,68	50,32	0,88
50	50	50	0,31	1,04	0,26	17,10	82,90	0,77
100	50	50	0,41	0,99	0,30	21,62	78,38	0,70
25	25	75	0,34	1,10	0,17	11,63	88,39	0,59
50	25	75	0,44	1,07	0,22	13,96	86,04	0,50

**Tableau B-8: Récapitulatif des résultats obtenus pour la configuration avec dilution**

La Figure B-65 présente l'évolution de  $D_0/H_{\text{porte}}$  en fonction des débits d'hélium injectés dans le dispositif pour différentes proportions d'air. Sur ce graphe, les rapports de  $D_0/H_{\text{porte}}$  mesurés dans le cas "avec dilution" sont superposés aux points expérimentaux mesurés dans la partie "sans dilution". Seuls les points correspondant aux mêmes pourcentages d'hélium à la porte (50%, 35% et 25% d'hélium) sont comparés (cercles vides sur la Figure B-65). Les autres points correspondent à des proportions d'hélium très faibles (0 à 20%) qui n'ont pas été testés lors de

l'étude "injection haute".

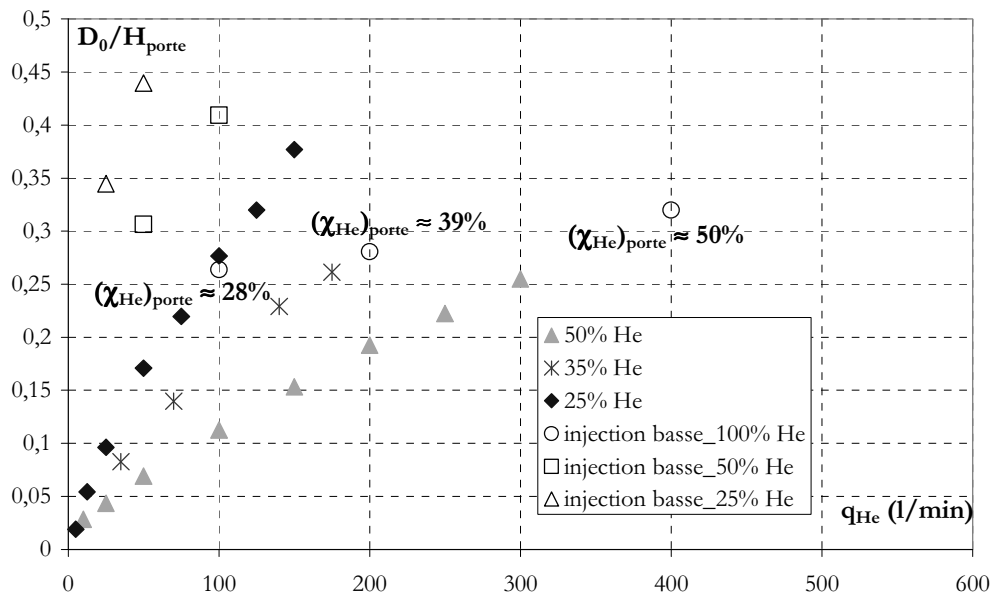


Figure B-65: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte en fonction du débit d'hélium injecté

D'après la Figure B-65, les rapports  $D_0/H_{porte}$  obtenus dans le cas où les fumées sont diluées s'alignent avec des points expérimentaux obtenus dans le cas "sans dilution" pour différentes proportions d'air. Le comportement physique est identique dans les deux configurations. L'augmentation du débit d'hélium ou la diminution de la proportion d'hélium dans le mélange contribue à augmenter la valeur de l'épaisseur de la couche de mélange à la porte.

La Figure B-66 présente l'évolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction de la puissance convective injecté et de la masse volumique à la porte. C'est pour l'injection en hélium pur que les points "injection basse" sont en accord avec les points "injection haute". Pour les autres proportions d'hélium (25% et 50% d'hélium à l'injection), l'accord est moins bon. Cela est attribué à l'incertitude lors de la détermination de la masse volumique à la porte (existence d'un profil vertical de masse volumique). Une faible variation de  $\rho_{porte}$  peut conduire à une erreur importante sur  $\Delta\rho_{porte}/\rho_{porte}$ . Ces points correspondent à des régimes d'écoulement pour lesquels les forces de flottabilité sont très faibles ( $\Delta\rho_{porte}$  tend vers 0).



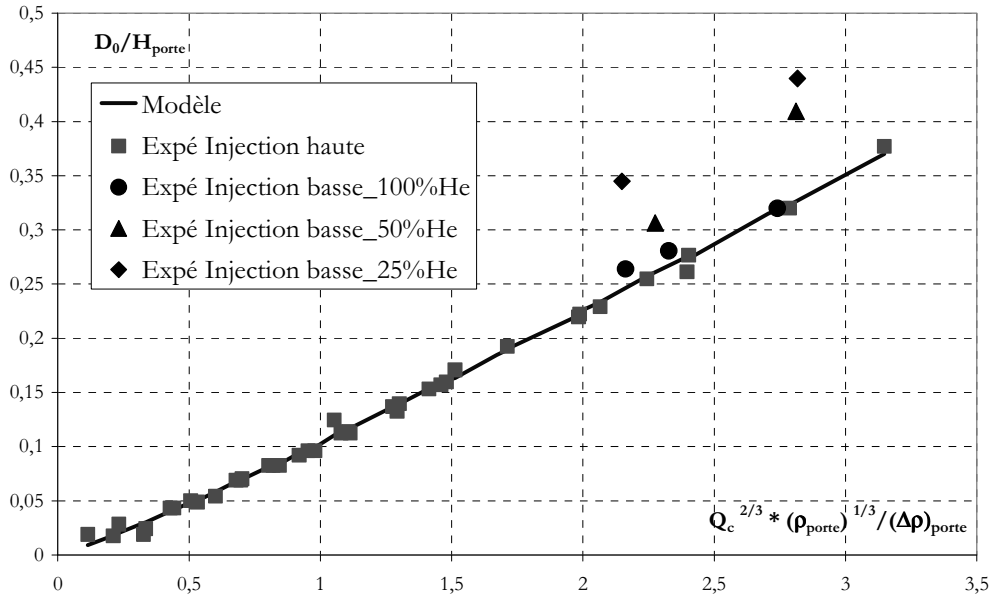


Figure B-66: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $q_0$ ,  $\rho_0$  pour les deux configurations d'étude: Injections haute et basse

A partir des données expérimentales, il est possible d'évaluer un coefficient de dilution défini de la façon suivante :

$$\alpha_e = \frac{\dot{m}_{ent}}{\dot{m}_{porte}} \quad \text{Équation B-40}$$

Avec  $\dot{m}_{ent}$  le débit massique d'air entraîné dans le local source et  $\dot{m}_{porte}$  le débit massique de l'écoulement à la porte.

Par conservation du débit massique entre l'injection et la porte, la masse volumique au niveau de l'ouverture peut être exprimée comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{m}_{ent} + \dot{m}_o &= \dot{m}_{porte} \\ \rightarrow \rho_{porte} &= \frac{q_0}{q_{porte}} \frac{\rho_0}{(1 - \alpha_e)} \end{aligned} \quad \text{Équation B-41}$$

De plus, la conservation de la puissance convective dans la maquette isotherme conduit à l'Équation B-42 :

$$\begin{aligned} C_p q_0 T_\infty (\rho_\infty - \rho_0) &= C_p q_{porte} T_\infty (\rho_\infty - \rho_{porte}) \\ \rightarrow q_{porte} &= \frac{q_0 (\rho_\infty - \rho_0)}{(\rho_\infty - \rho_{porte})} \end{aligned} \quad \text{Équation B-42}$$

A partir de l'Équation B-41 et de l'Équation B-42, le coefficient de dilution  $\alpha_e$  peut être calculé de la façon suivante :

$$\alpha_e = 1 - \left( \frac{\rho_\infty - \rho_{porte}}{\rho_{porte}} \right) \left( \frac{\rho_0}{\rho_\infty - \rho_0} \right) = 1 - \frac{(\Delta\rho)_{porte}}{\rho_{porte}} \frac{\rho_0}{(\Delta\rho)_0} \quad \text{Équation B-43}$$

Quand  $\alpha_e$  tend vers 0, il n'y a pas de processus d'entraînement d'air dans le local "source". Quand  $\alpha_e$  tend vers 1, l'entraînement d'air est maximal.

Les valeurs du coefficient de dilution  $\alpha_c$  calculées à partir de l'équation précédente sont reportées dans le Tableau B-8. Ces valeurs montrent que le coefficient  $\alpha_c$  n'est pas constant (Figure B-67). Le graphe ci-dessous montre que:

- Pour une proportion d'hélium fixé, le coefficient de dilution  $\alpha_c$  diminue quand le débit d'hélium augmente. Le processus d'entraînement dans le local "source" est donc plus important à faible débit d'hélium, probablement en raison d'un processus de remplissage plus lent favorisant l'entraînement.
- Pour un débit d'hélium fixé (autrement dit pour une puissance convective donnée), le coefficient de dilution  $\alpha_c$  augmente avec la proportion d'hélium. Le processus d'entraînement dans le local "source" est favorisé par les forces de flottabilité au détriment des forces d'inertie.

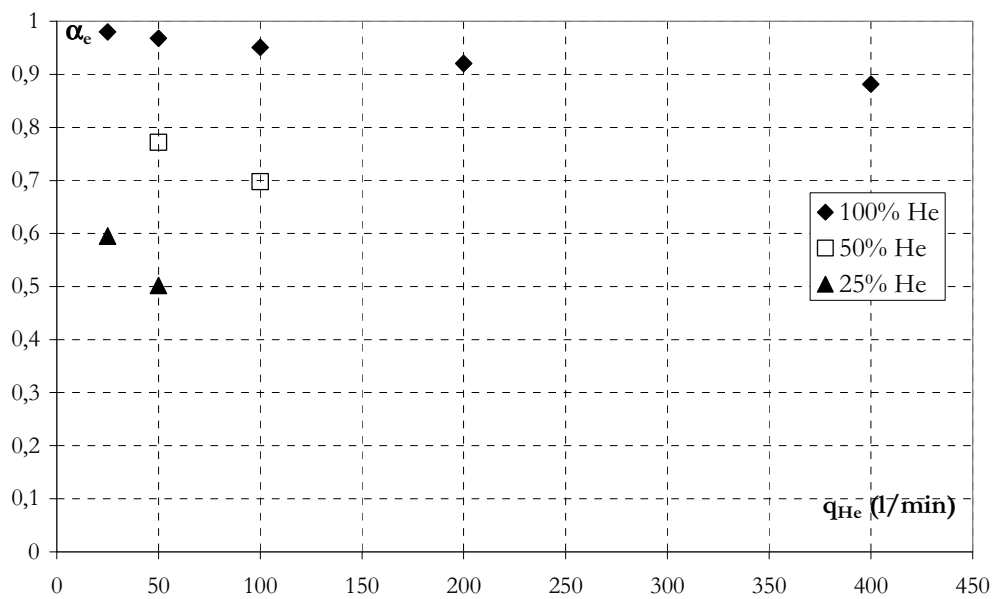


Figure B-67: Evolution du coefficient de dilution  $\alpha_c$  en fonction du débit d'hélium injecté à la source pour différentes proportions d'hélium dans le mélange initial

Une dernière caractéristique de l'écoulement étudiée est la vitesse.

Des mesures par PIV permettent d'étudier la distribution verticale de vitesse normale au niveau de l'ouverture. La Figure B-68 présente un exemple de champ de vitesses moyennes en sortie de porte.

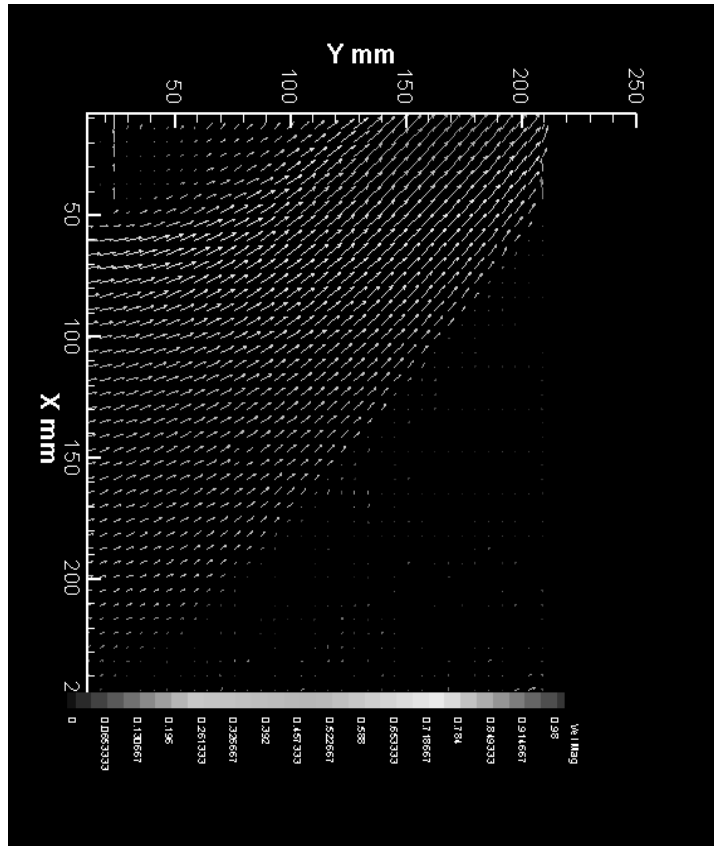


Figure B-68: Exemple de champ moyen de vitesses obtenu pour le test 7 ( $q_{He} = 100$  l/min et 50% He)

A partir des champs moyens comme celui montré en exemple ci-dessus, des profils de vitesses sont tracés à la porte pour différents tests (exemple Figure B-69). La vitesse maximale est relevée en haut de la porte. Puis sur l'épaisseur, la vitesse diminue de façon linéaire. La décroissance de la vitesse en  $z^{1/2}$  prédite par la relation de Bernoulli n'est pas complètement retrouvée. La variation de la masse volumique suivant la hauteur  $z$  ainsi que l'existence d'un rayon de courbure sont probablement les raisons de cet écart.

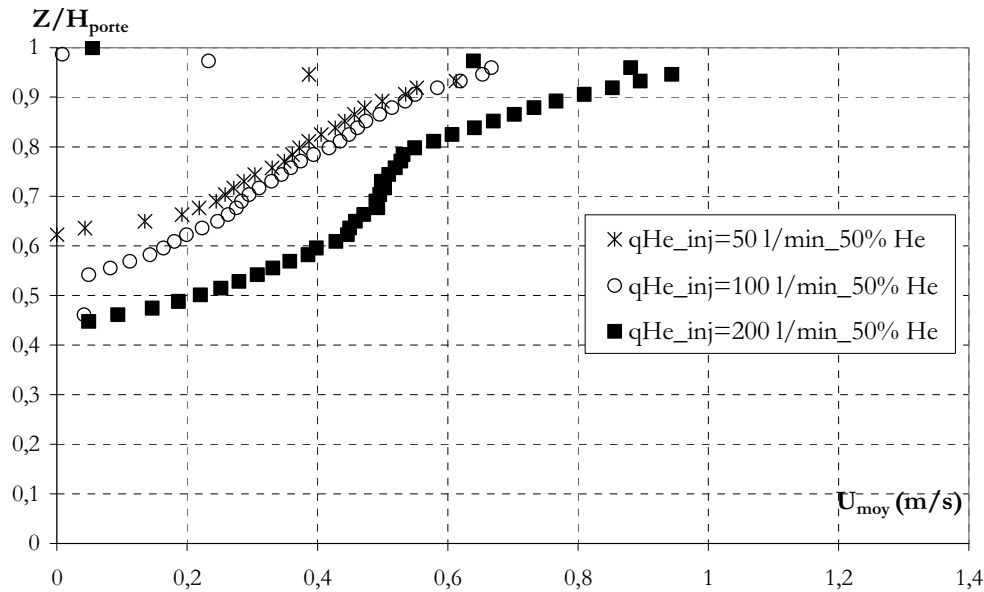


Figure B-69: Profils de vitesse moyenne à la porte pour les essais 50% He

La vitesse moyenne de l'écoulement est calculée sur l'épaisseur de la couche de fumées. Afin de limiter les incertitudes de mesures expérimentales, la vitesse moyenne est évaluée à partir de la conservation de la puissance convective. Dans notre cas de figure, la puissance convective injectée à la source est totalement retrouvée à la porte, les pertes thermiques étant inexistantes dans la maquette isotherme.

La vitesse moyenne sur l'épaisseur de la couche de fumées est donnée par l'expression suivante:

$$\bar{U}_{porte} = \frac{q_0 (\rho_{\infty} - \rho_0)}{(\rho_{\infty} - \rho_{porte})} \cdot \frac{1}{L_{porte} D_0} \quad \text{Équation B-44}$$

Dans l'Équation B-44, toutes les données sont connues donc  $\bar{U}_{porte}$  est calculable. Les valeurs calculées pour les différents tests sont récapitulées dans le Tableau B-8.

La Figure B-70 donne l'évolution de cette vitesse moyenne en fonction du débit d'hélium injecté à la source et des différentes masses volumiques testées pour les deux cas "avec dilution" et "sans dilution" pour les points ayant des proportions d'hélium à la porte identiques.

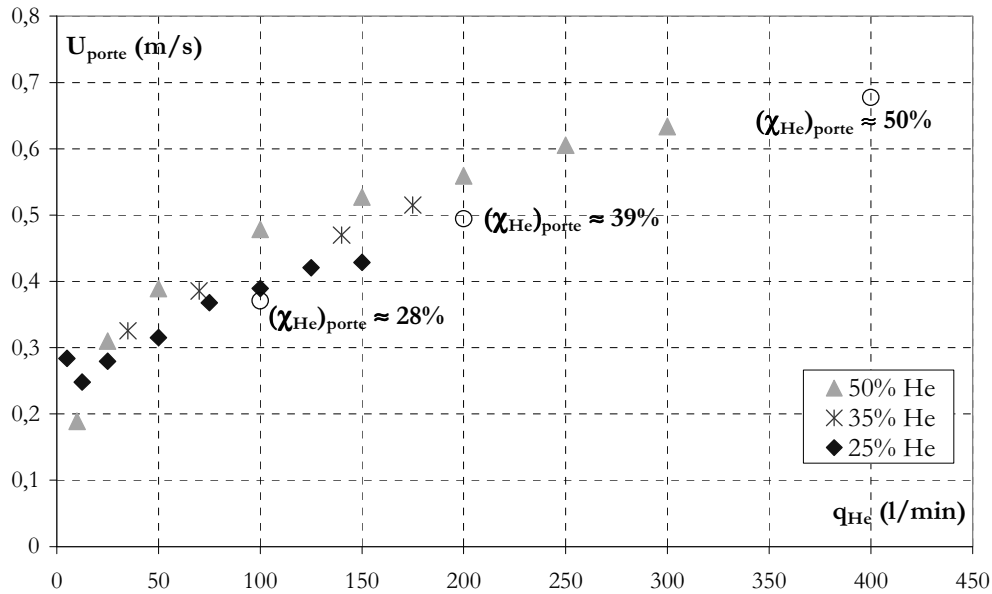


Figure B-70: Evolution de la vitesse moyenne de l'écoulement sur l'épaisseur de la couche de fumées à la porte en fonction du débit d'hélium injecté

Cette étude réalisée "avec dilution" montre que:

- Le comportement physique observé dans la configuration "sans dilution" est retrouvé. L'écoulement est piloté par la puissance convective et l'écart relatif de masse volumique. Existence d'un angle d'injection,
- La dilution lors de la phase de remplissage du local "source" peut être caractérisée par un coefficient d'entraînement d'air ( $\alpha_c \in [0.5; 0.98]$ ).
- Le processus de dilution induit une stratification verticale des profils de vitesse et de masse volumique à la porte.

## B.VIII Le panache déversant

Ce paragraphe a pour objectif de caractériser géométriquement le panache se déversant dans le local "cible". La trajectoire du panache ainsi que la zone de son impact au niveau du plafond du local "cible" sont recherchés.

De nombreuses études menées sur le panache se déversant dans un grand volume (atrium dans un centre commercial par exemple) sont trouvées. Ces travaux ont pour objectif le positionnement optimal des détecteurs de fumées et du réseau de ventilation pour leur extraction. Dans ces études, les caractéristiques recherchées du panache déversant sont son débit, sa trajectoire, sa température. Thomas 1998 propose des corrélations permettant de calculer les débits massiques d'un panache bidimensionnel s'élevant dans un milieu au repos. Harrison 2004 présente un état de l'art conséquent sur les différentes corrélations existantes dans le cas des panaches se déversant dans des atriums. Kumar 2005 proposent une méthode de calculs simplifiée permettant d'estimer l'air entraîné dans un panache thermique bidimensionnel se déversant aussi dans un atrium.

### B.VIII.1 Le dispositif expérimental

L'approche expérimentale est menée sur le dispositif expérimental présenté dans le paragraphe §B.VII.2 pour l'étude de l'écoulement à la porte, sans dilution (injection par le haut). La métrologie utilisée est identique à celle présentée dans le paragraphe précédent: des visualisations par tomographie laser sont réalisées dans le local "cible" ouvert à l'atmosphère libre (Figure B-43). Les essais analysés dans ce paragraphe sont les mêmes que ceux présentés dans la grille d'essais Tableau B-5. Le point d'impact mesuré dans cette partie est considéré comme fictif puisque les tests sont menés avec le local cible ouvert sur l'atmosphère libre.

La Figure B-71 présente schématiquement les plans de visualisation réalisés dans le panache déversant dans deux directions perpendiculaires. Après avoir atteint un régime permanent, les plans laser sont déplacés verticalement et horizontalement afin d'investiguer plusieurs sections du panache. Une caméra est installée perpendiculairement à la nappe, et reste fixe tout le long de la manipulation.

La détermination de la zone d'impact est obtenue par traitement d'images, en localisant la position du point d'intensité lumineuse maximale (Figure B-72).

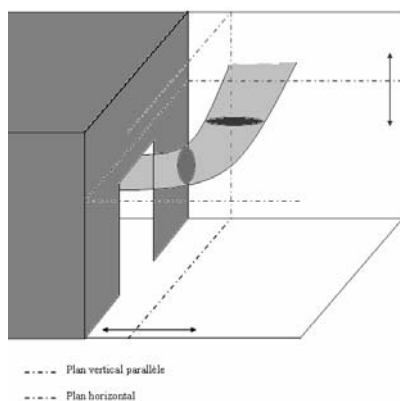


Figure B-71: Schéma représentant les plans de visualisation réalisés dans le panache déversant

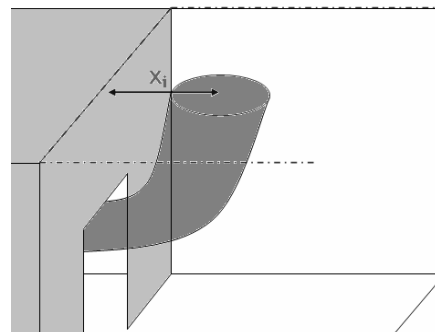


Figure B-72: Plan de visualisation permettant de relever le point d'impact à la hauteur de plafond

Une étude paramétrique sur la largeur de l'ouverture est menée à la fin de ce paragraphe. Le même protocole présenté §B.VII.2 est utilisé. Les essais donnés dans le Tableau B-6 sont exploités pour la détermination de la zone d'impact.

### B.VIII.2 Observations et phénoménologie

La Figure B-73 montre qu'à débit total du mélange injecté fixé (autrement dit à puissance convective fixée), selon la proportion d'air rajouté dans le mélange deux régimes différents de propagation sont observés: dans le cas hélium pur (Figure B-73 (a)) le panache déversant a tendance à se recoller à la paroi (agression de la paroi et du plafond), dans le cas 50 % d'hélium et 50% d'air les fumées impactent plus loin par rapport à la paroi (agression du plafond uniquement). La Figure B-74 montre l'effet d'une augmentation de la puissance convective à proportion d'air fixe dans le mélange. L'apparition des deux régimes de propagation dépend à la fois de la masse volumique du mélange et de la puissance convective, d'où l'importance du nombre de Richardson faisant intervenir ces deux quantités (la puissance convective via la vitesse de l'écoulement à la porte).

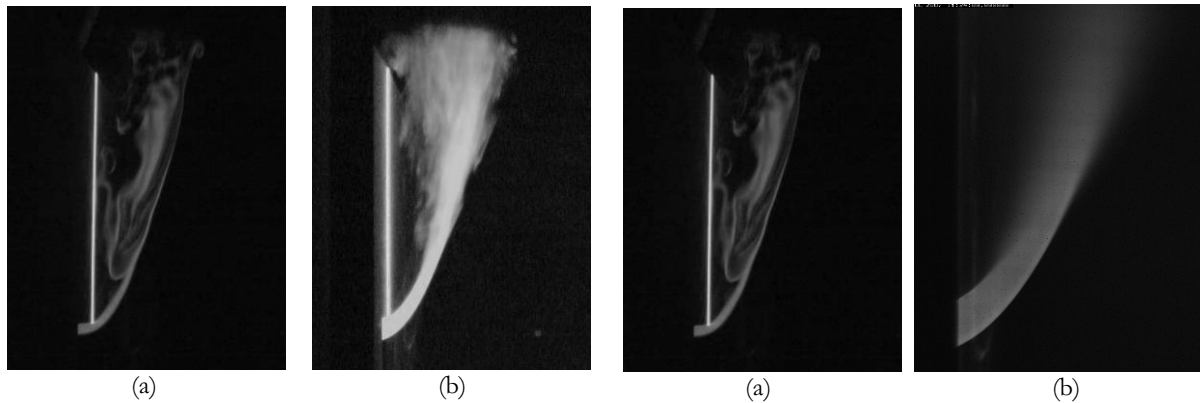


Figure B-73: Visualisations du panache déversant par tomographie laser (a)  $q_{\text{He}} = 50 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 0 \text{ l/min}$ , (b)  $q_{\text{He}} = 50 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 50 \text{ l/min}$

Figure B-74: Visualisations du panache déversant par tomographie laser (a)  $q_{\text{He}} = 50 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 0 \text{ l/min}$ , (b)  $q_{\text{He}} = 600 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 0 \text{ l/min}$

Pour un essai spécifique ( $q_{\text{He}} = 50 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 50 \text{ l/min}$ ) des visualisations par tomographie ont été réalisées dans deux autres plans différents: dans le plan horizontal au dessus de la porte et dans le plan vertical parallèle à la porte. Pour chacun de ces plans, un balayage laser a été effectué afin d'obtenir des informations sur la morphologie du panache déversant pour différentes coordonnées.



Figure B-75: Visualisations par tomographie laser dans le plan horizontal au-dessus de la porte



Figure B-76: Visualisations par tomographie laser dans le plan parallèle à la porte

Ces visualisations permettent de montrer le caractère tridimensionnel de l'écoulement étudié. Une transition laminaire/turbulent peut être observée sur les images. Cette transition dépend fortement du débit total et de la masse volumique du mélange injecté.

### B.VIII.3 Recherche de la trajectoire

Dans la littérature, deux modèles simplifiés (phénomènes aérauliques seulement pris en compte) permettent de calculer la trajectoire du panache (Lane Serff 1993, Kumar 2005). Kumar 2005 propose une mise en équation et une résolution théorique du comportement d'un panache déversant. Il sera par la suite comparé aux résultats expérimentaux. La configuration étudiée correspond à un panache se déversant du balcon d'un magasin à un atrium d'un centre commercial. La largeur du balcon étant supposée grande, un modèle bidimensionnel sur les axes  $x$  et  $z$  suffit à décrire le phénomène (Figure B-77).

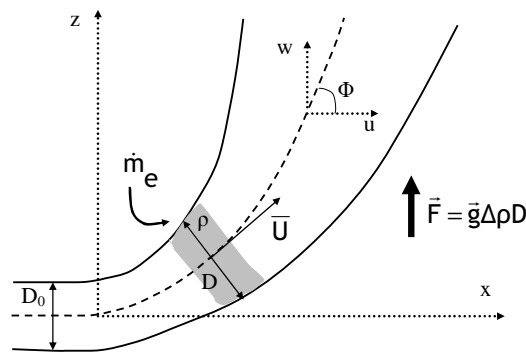


Figure B-77: Description schématique du panache déversant modélisé par Kumar et al

$\dot{m}$ ,  $M$ ,  $\rho$ ,  $U$  et  $D$  représentent respectivement le débit massique, la quantité de mouvement, la masse volumique, la vitesse et la largeur du panache déversant. Ces grandeurs sont déterminées en fonction de l'abscisse curviligne  $s$ . La vitesse se décompose sur les axes  $x$  et  $z$  par la relation suivante :

$$\bar{U} = (u^2 + w^2)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Équation B-45}$$

Pour aboutir à l'équation permettant de calculer la trajectoire du panache déversant, Kumar et al utilisent les équations de conservation de masse, de quantité de mouvement et d'énergie écrites pour le volume de mesure grisé dans la Figure B-77.

La conservation de la masse donnée par l'Équation B-46 traduit l'ajout de masse au volume de contrôle dû à l'air entraîné lors de l'ascension du panache.



$$\frac{d\dot{m}}{ds} = \dot{m}_{\text{air-entraîné}} = \rho \cdot u_e \cdot P \quad \text{Équation B-46}$$

Avec  $u_e$  la vitesse d'entraînement (proportionnelle à la vitesse ascensionnelle du panache  $u_e = E.U$ , avec  $E$  le coefficient d'entraînement),  $P$  le périmètre du volume de mesure exprimé par unité de largeur.

La conservation de la quantité de mouvement s'exprime par le bilan des forces exercées sur le volume de contrôle  $dV$ :

$$dM = \sum F = F_{\text{flottabilité}} = g\Delta\rho \cdot dV \quad \text{Équation B-47}$$

Ce bilan s'écrit pour l'abscisse curviligne, ou projeté sur les axes  $x, z$  sous la forme suivante:

$$\frac{dM}{ds} = g\Delta\rho D \quad \text{Équation B-48}$$

$$\begin{cases} \frac{dM_x}{ds} = 0 \\ \frac{dM_z}{ds} = g\Delta\rho D \sin\phi \end{cases}$$

La conservation de l'énergie se traduit par la conservation de la puissance convective (par unité de largeur) tout le long de l'écoulement:

$$Q = Q_0 = D_0 u_0 C_p T_\infty \Delta\rho_0 \quad \text{Équation B-49}$$

Au final, un système de trois équations est obtenu:

$$\begin{cases} \frac{d\dot{m}}{ds} = 2E\bar{U} \\ \frac{dM}{ds} = g\Delta\rho D \sin\phi \\ Q = D\bar{U} C_p T_\infty \Delta\rho = \text{cte} \end{cases} \quad \text{Équation B-50}$$

L'établissement de la trajectoire du panache déversant consiste à calculer pour chaque quantité de mouvement  $M$  une ordonnée  $z$  et une abscisse  $x$ . Pour aboutir aux équations Équation B-51 et Équation B-52 différentes étapes de calculs sont nécessaires.

$$z = \frac{1}{2E\rho_\infty B} \int_{M_0}^M \frac{M dM}{\dot{m}} \quad \text{Équation B-51}$$

$$x = \left( \frac{M_0}{2E\rho_\infty B} \right) \int_{M_0}^M \frac{dM}{\dot{m} \left( 1 - \frac{M_0^2}{M^2} \right)^{\frac{1}{2}}} \quad \text{Équation B-52}$$

Avec  $B$ , grandeur constante et homogène à une vitesse au cube défini comme suit:

$$B = \frac{g(D_0 u_0 C_p T_\infty \Delta\rho)}{2E\rho_\infty C_p T_\infty} \cdot \frac{u_0^2}{u_0^2} = \frac{Ri}{2E} u_0^3 \quad \text{Équation B-53}$$

En plus de la trajectoire, le modèle de Kumar 2005 permet d'accéder à d'autres grandeurs telles que le débit massique, la vitesse, l'épaisseur de la couche de fumées ou la masse volumique pour chaque valeur de quantité de mouvement et pour chaque point de la trajectoire. Le point

faible de ce modèle par rapport à notre configuration est qu'il est développé pour un cas bidimensionnel et qu'il n'intègre pas l'angle initial d'injection du panache déversant.

Du point de vue expérimental, les images moyennes présentées précédemment sont utilisées afin d'obtenir l'abscisse du point d'intensité lumineuse maximale (niveau de gris) pour deux altitudes différentes  $z_0 = 26 \text{ cm}$  ( $z_0/H_{\text{lint}} = 0.72$ ) et  $z_1 = 15 \text{ cm}$  ( $z_1/H_{\text{lint}} = 0.42$ ) par rapport au haut de la porte (Figure B-78).

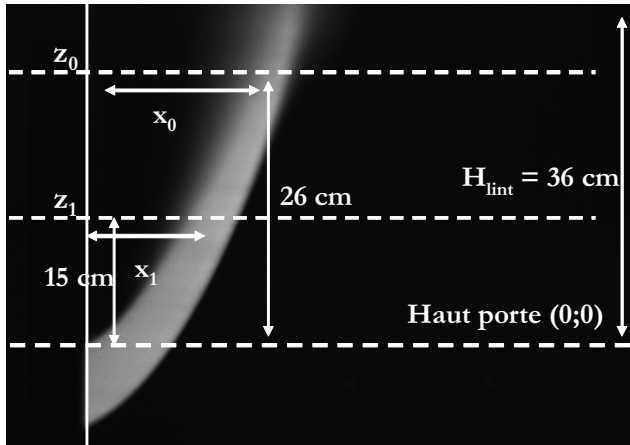


Figure B-78: Représentation des côtes de mesures pour les points d'intensité lumineuse maximale

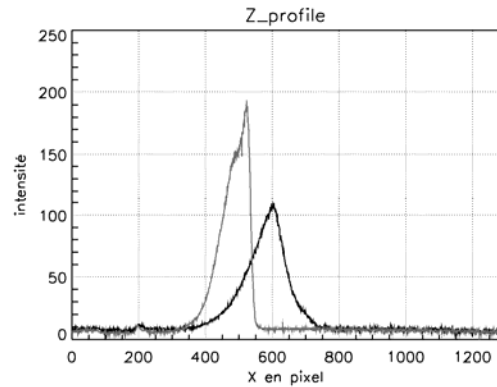


Figure B-79: Profil horizontal à 15 cm (courbe rouge) et 26 cm (courbe noire) pour  $q_{\text{He}} = 150 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 150 \text{ l/min}$

Les figures suivantes présentent les résultats de l'étude menée sur deux points de la trajectoire ( $x_1, z_1$ ) et ( $x_0, z_0$ ). La Figure B-80 et la Figure B-81 représentent l'évolution des distances  $x_1$  et  $x_0$  en fonction du débit total du mélange injecté. Pour un débit d'hélium  $q_{\text{He}}$  donné, un panache contenant une grande proportion d'air ira plus loin qu'un panache contenant de l'hélium pur. C'est la masse volumique du mélange qui confère une vitesse d'injection plus grande. Si la masse volumique du mélange initial est fixée (proportion d'hélium fixée), les abscisses  $x_0$  et  $x_1$  vont augmenter avec le débit total et donc avec la puissance convective (Figure B-80, Figure B-81). Dans ce cas de figure, c'est l'augmentation de l'épaisseur  $D_0$  qui confère une vitesse d'injection plus grande. L'évolution de  $x_1$  et  $x_0$  ont globalement la même allure ce qui permet de supposer que les comportements sont identiques tout le long de la trajectoire du panache déversant étudié.

D'après la Figure B-81, dans la gamme de débit d'hélium injecté à la source (autrement dans la gamme de puissance convective) et dans la gamme de proportions d'hélium testées (différentes masses volumiques testées), le rapport  $x_0/H_{\text{linteau}}$  est toujours inférieur 1.

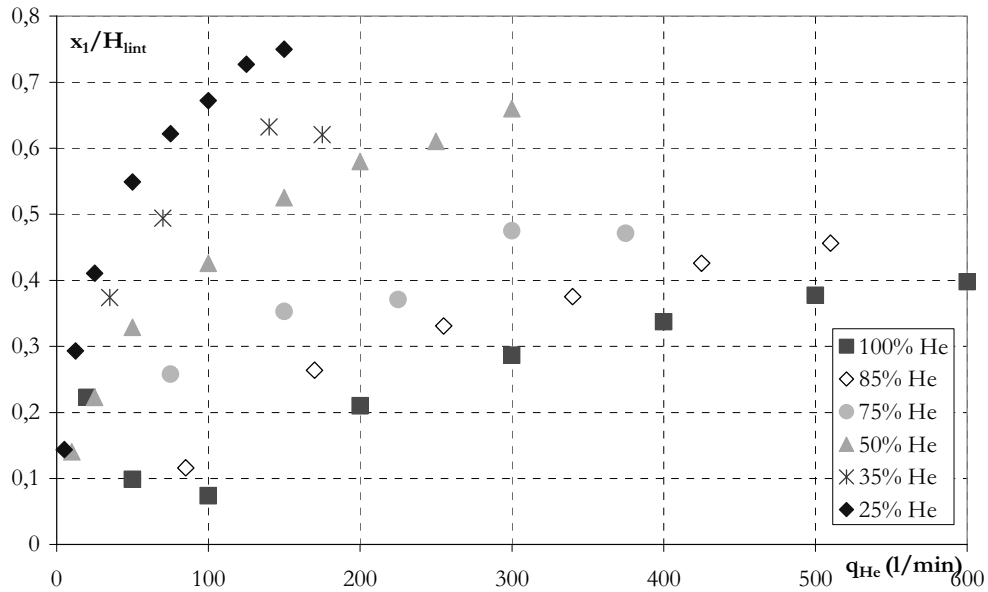


Figure B-80: Evolution de  $x_1/H_{int}$  en fonction du débit total injecté

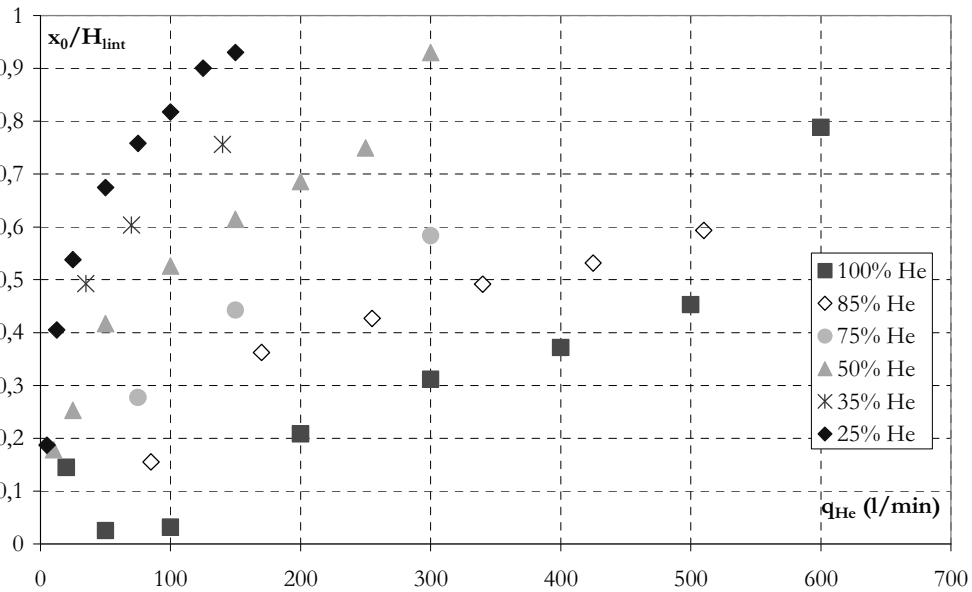


Figure B-81: Evolution de  $x_0/H_{int}$  en fonction du débit total injecté

L'étude de l'écoulement à la porte montre que la grandeur caractéristique est le produit

$q_0^{\frac{2}{3}} \left( \frac{\Delta\rho}{\rho_{porte}} \right)^{\frac{1}{3}}$  dans lequel apparaissent les conditions initiales de l'expérience. La Figure B-82 et la

Figure B-83 présentent l'évolution des positions  $x_1$  et  $x_0$  en fonction de ce paramètre. Les résultats montrent que la grandeur caractéristique pré-citée pilote le comportement de la trajectoire du panache déversant. Le débit volumique (forces d'inertie) tend à éloigner la trajectoire de la paroi, l'écart relatif de masse volumique (forces de flottabilité) tend à recoller l'écoulement à celle-ci. Cette analyse confirme les observations illustrées par la Figure B-73 et la

Figure B-74(cf. p.75).

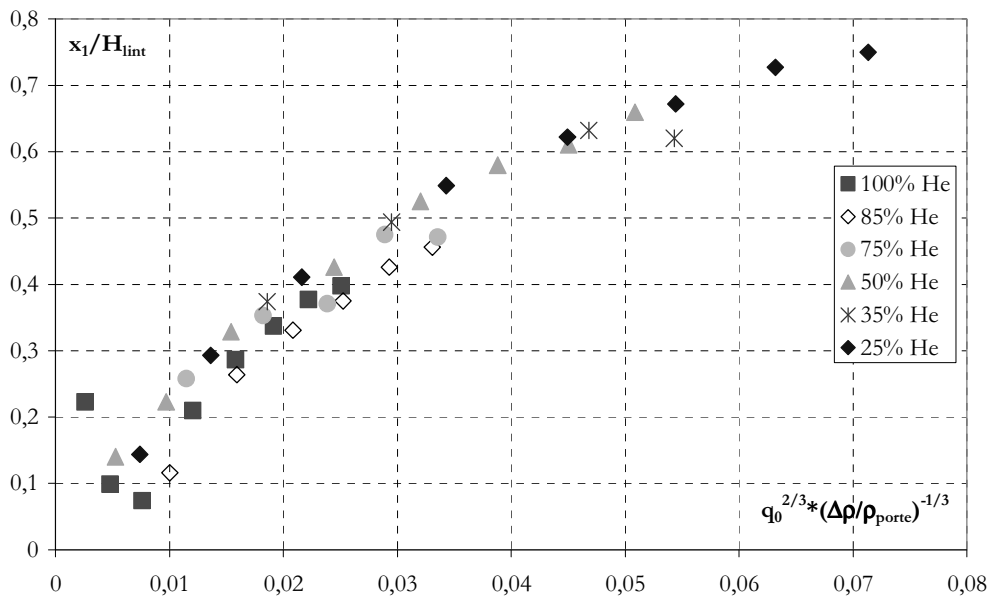


Figure B-82 : Evolution du rapport  $x_1/H_{\text{lint}}$  en fonction des données d'entrée  $q_0$  et  $q_{\text{porte}}$

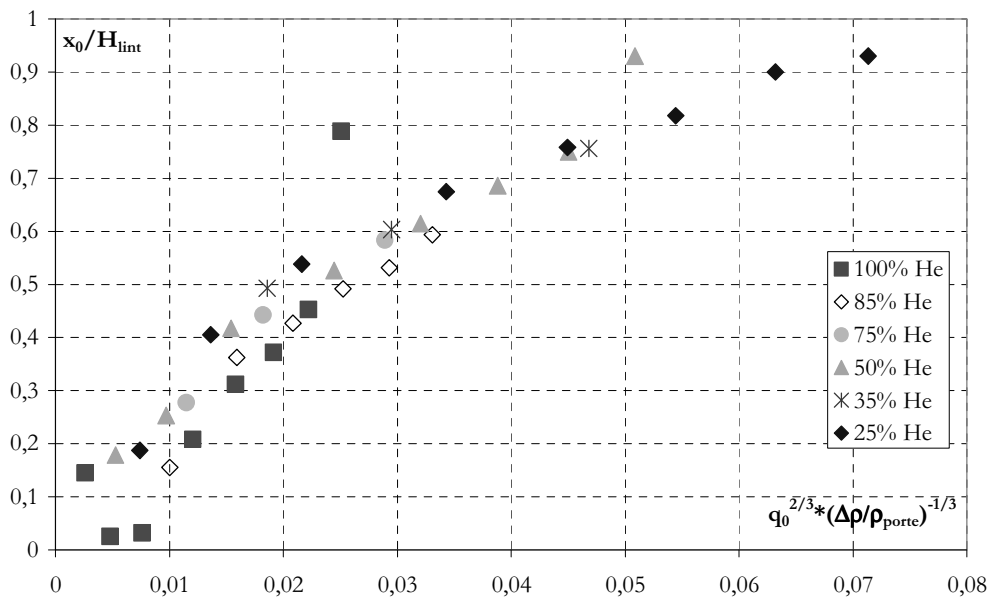


Figure B-83 : Evolution du rapport  $x_0/H_{\text{lint}}$  en fonction des données d'entrée  $q_0$  et  $q_{\text{porte}}$

La Figure B-84 et la Figure B-85 présentent les évolutions de  $x_1$  et  $x_0$  en fonction du nombre de Richardson modifié (cf. Équation B-27 p.48). La linéarité des résultats obtenus pour les autres proportions d'hélium testées permet de construire deux corrélations donnant les évolutions de  $x_1$  et  $x_0$  en fonction du nombre de Richardson sont trouvées:

$$\frac{x_1}{H_{\text{lint}}} = 4.16 \cdot Ri^{-0.8306} \quad \text{Équation B-54}$$

$$\frac{x_0}{H_{\text{int}}} = 4.4728 \cdot Ri^{-0.883}$$

Équation B-55

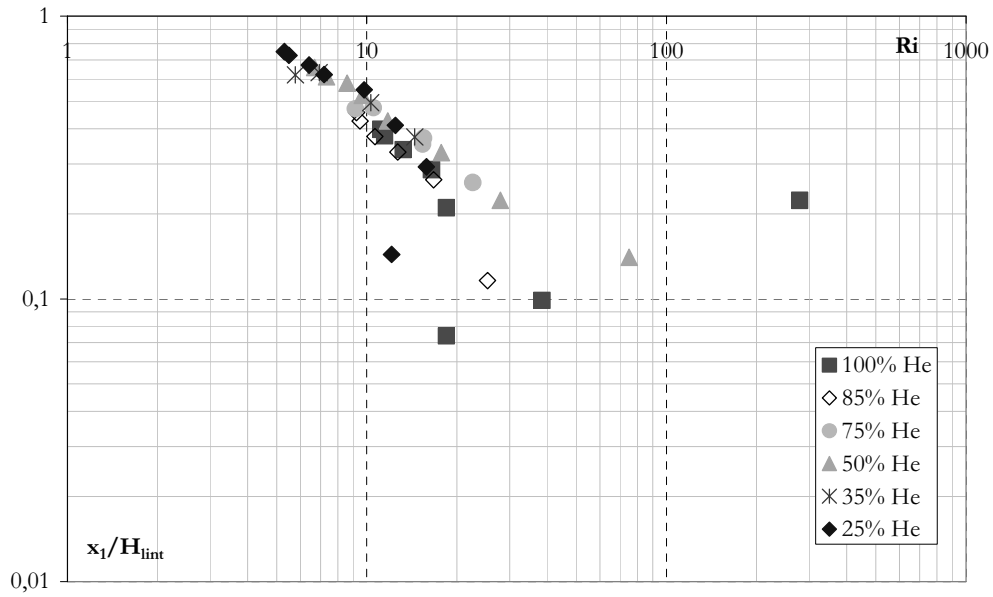


Figure B-84: Evolution de  $x_1/H_{\text{int}}$  en fonction du nombre de Richardson Ri

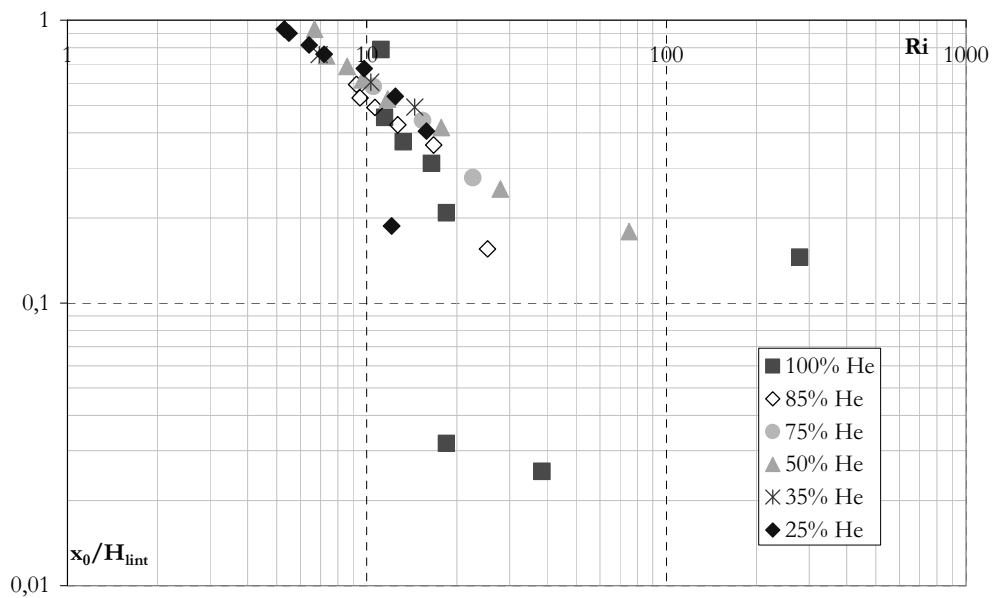


Figure B-85: Evolution de  $x_0/H_{\text{int}}$  en fonction du nombre de Richardson Ri

La trajectoire complète du panache déversant est recherchée pour chaque test décrit dans le Tableau B-5. La trajectoire expérimentale est définie comme étant la position du maximum d'intensité lumineuse sur des profils d'intensité horizontaux et/ou verticaux. Ces positions de maximum d'intensité sont recherchées pour une quinzaine de profils expérimentaux (Figure B-86) et pour chaque test. Chaque point représenté sur la Figure B-87 représente la position des

maximums d'intensité détectés sur le fond d'une des images moyennes obtenues.

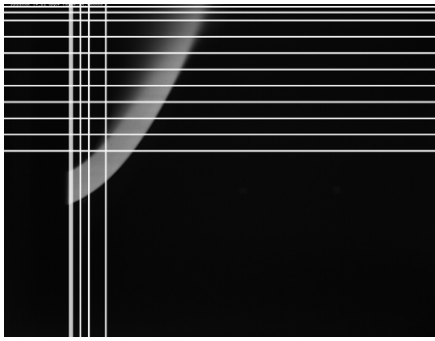


Figure B-86: Méthode de recherche de la trajectoire des points d'intensité lumineuse maximale (image moyenne  $q_{He} = 70$  l/min et  $q_{air} = 130$  l/min)

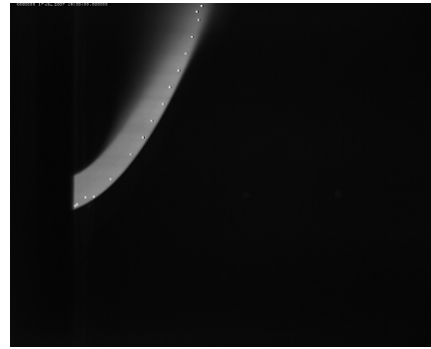
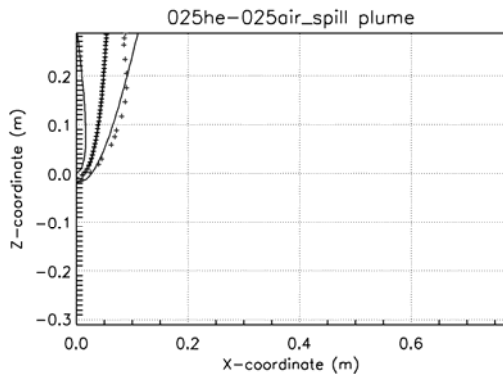


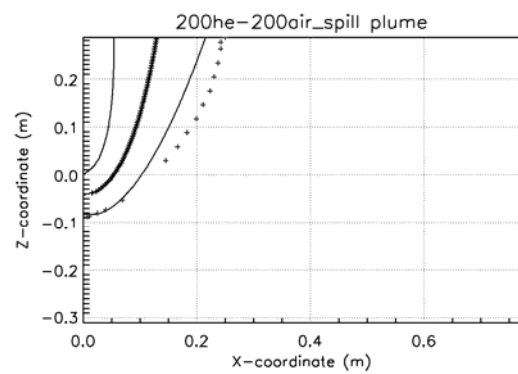
Figure B-87: Positions des maximums d'intensité obtenus pour chaque profil pour l'image moyenne obtenue pour  $q_{He} = 70$  l/min et  $q_{air} = 130$  l/min

Sur certains essais, la définition de la trajectoire expérimentale n'est pas entièrement satisfaisante. En effet, la Figure B-73 (a) montrant un essai à faible débit présente une zone de recollement au linteau dans laquelle s'installent des recirculations de gaz. Ces phénomènes faussent la recherche de maximums d'intensité lumineuse.

Pour chaque essai, les trajectoires théoriques et expérimentales du panache déversant sont représentées sur le même graphe ainsi que l'enveloppe théorique. Deux exemples sont présentés: Figure B-88 pour le cas  $q_{He} = 25$  l/min et  $q_{air} = 25$  l/min et Figure B-89 pour le cas  $q_{He} = 200$  l/min et  $q_{air} = 200$  l/min.



plume axis      plume edges      experimental points



plume axis      plume edges      experimental points

Figure B-88: Comparaison du modèle théorique de Kumar et de la trajectoire expérimentale pour l'essai  $q_{He} = 25$  l/min et  $q_{air} = 25$  l/min

Figure B-89: Comparaison du modèle théorique de Kumar et de la trajectoire expérimentale pour l'essai  $q_{He} = 200$  l/min et  $q_{air} = 200$  l/min

Une première analyse qualitative menée sur l'ensemble des essais montre que la trajectoire expérimentale est plus éloignée de la paroi de séparation que la trajectoire théorique. Les figures ci-dessus montrent que la trajectoire expérimentale et l'enveloppe « extrados » sont en meilleur accord notamment à proximité de la porte.

Les différences relevées pour un essai spécifique entre la trajectoire proposée par Kumar 2005 et la trajectoire obtenue expérimentalement sont dues à différentes raisons.

La première qui doit être évoqué est la différence de la nature de l'écoulement étudié. En effet, Kumar et al considère un panache déversant issu d'une source rectangulaire

bidimensionnelle de largeur finie (épaisseur de la couche de fumées) et de longueur infinie, alors que dans le cas étudié expérimentalement le panache est issu d'une source finie dont la longueur n'est pas négligeable devant l'épaisseur de fumées.

La deuxième raison pouvant expliquer l'écart entre théorie et expérience peut provenir des incertitudes sur la méthode de détermination de la trajectoire expérimentale du panache déversant par traitement d'images. Pour l'ensemble des tests réalisés, les maximums d'intensité lumineuse sont placés sur l'extrados (enveloppe "extérieure") du panache déversant du fait de l'inhomogénéité de l'ensemencement du panache.

#### **B.VIII.4 Influence de la largeur de porte sur le panache**

Une étude qualitative à partir de visualisations par tomographie laser est menée afin d'étudier l'influence de la largeur de la porte sur les caractéristiques du panache déversant.

L'étude est menée pour une seule condition d'injection: la proportion d'hélium  $\chi_{He}$  est fixée à 50% et le débit de mélange injecté  $q_0$  à 100 l/min.

Sur la Figure B-90, sur les images du plan vertical situées dans la colonne de gauche, des lignes horizontales sont tracées pour représenter la position des plans de visualisation horizontaux. Dans la colonne de droite, la ligne grise représente la paroi séparant les deux locaux et les marques noires sont les ouvertures pour les différents cas. Les images extraites des films réalisés dans le plan horizontal sont placées de façon à visualiser la morphologie du panache à partir d'une certaine hauteur dans l'épaisseur de mélange à la porte jusqu'à la hauteur de plafond du local. Pour une largeur d'ouverture importante ( $L_{porte} = 14.4$  cm), la section proche de la paroi est stable, l'écoulement est en régime laminaire, elle forme un rectangle horizontal. La section éloigné, au niveau du plafond est turbulente et forme un cercle. Pour une ouverture de largeur intermédiaire ( $L_{porte} = 2.5$  cm), les premières sections forment un rectangle vertical. Les dernières forment un cercle turbulent. Pour une largeur d'ouverture faible de type fente ( $L_{porte} = 0.4$  cm), les sections situées dans la fente forment un jet plan qui s'évase ensuite du fait de l'entraînement d'air. Très vite les sections suivantes constituent des cercles turbulents.

L'influence de la largeur de l'ouverture, autrement dit de la section de passage de l'écoulement, est visible uniquement jusqu'à une certaine hauteur. En effet, au-delà d'une hauteur critique la section du panache déversant prend dans tous les cas une forme circulaire avant d'atteindre le plafond et l'écoulement se trouve toujours en régime turbulent. Cette hauteur critique dépend de la largeur d'ouverture: plus l'ouverture est large plus la hauteur critique sera éloignée de l'ouverture (Figure B-90). Le panache déversant présente toujours un angle par rapport à l'axe vertical (observation déjà faite au §B.VII.2). La présence de cette inclinaison signifie que l'ascension verticale pure (plus de composante horizontale de vitesse) n'est pas atteinte avant le plafond.

Cette description qualitative du panache déversant permet de mieux comprendre le comportement de celui-ci, notamment dans l'étude du point d'impact au plafond.

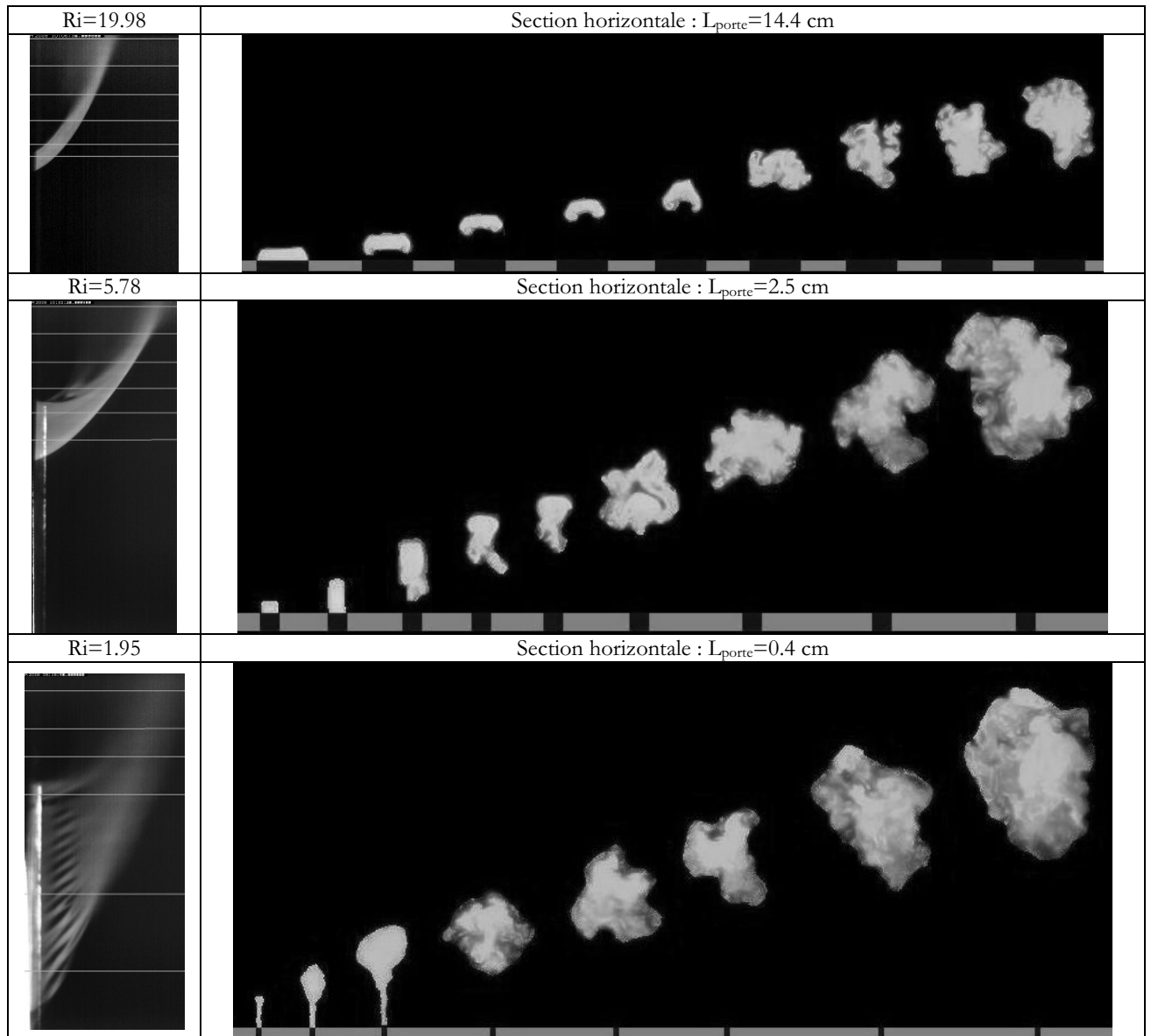


Figure B-90: Images extraites des films réalisés dans les plans horizontaux perpendiculaires à la porte

Pour une application future, ces images permettent de connaître l'évolution d'un diamètre équivalent en fonction de la hauteur et par conséquent de déterminer la position d'une source virtuelle pour un modèle de panache vertical équivalent.

Comme précédemment les images de gauche (Figure B-91) présentent les sections visualisées pour chaque largeur d'ouverture. Le rectangle gris représente la section de passage de la fente entre les deux locaux. La première image illustre le panache à la sortie de la fente ainsi que les plans de visualisation.

Pour la plus grande largeur (14.4 cm), proche de la paroi la section forme un rectangle horizontal stable. A partir d'une certaine distance, cette section s'apparente à un cercle. Pour une largeur plus petite (2.5 cm), la section proche de la paroi devient un rectangle vertical. Pour les plus faibles largeurs (0.4 cm), les premières sections présentent une forme très allongée, avec apparition de phénomènes ondulatoires favorisant l'entraînement d'air dans le panache déversant.



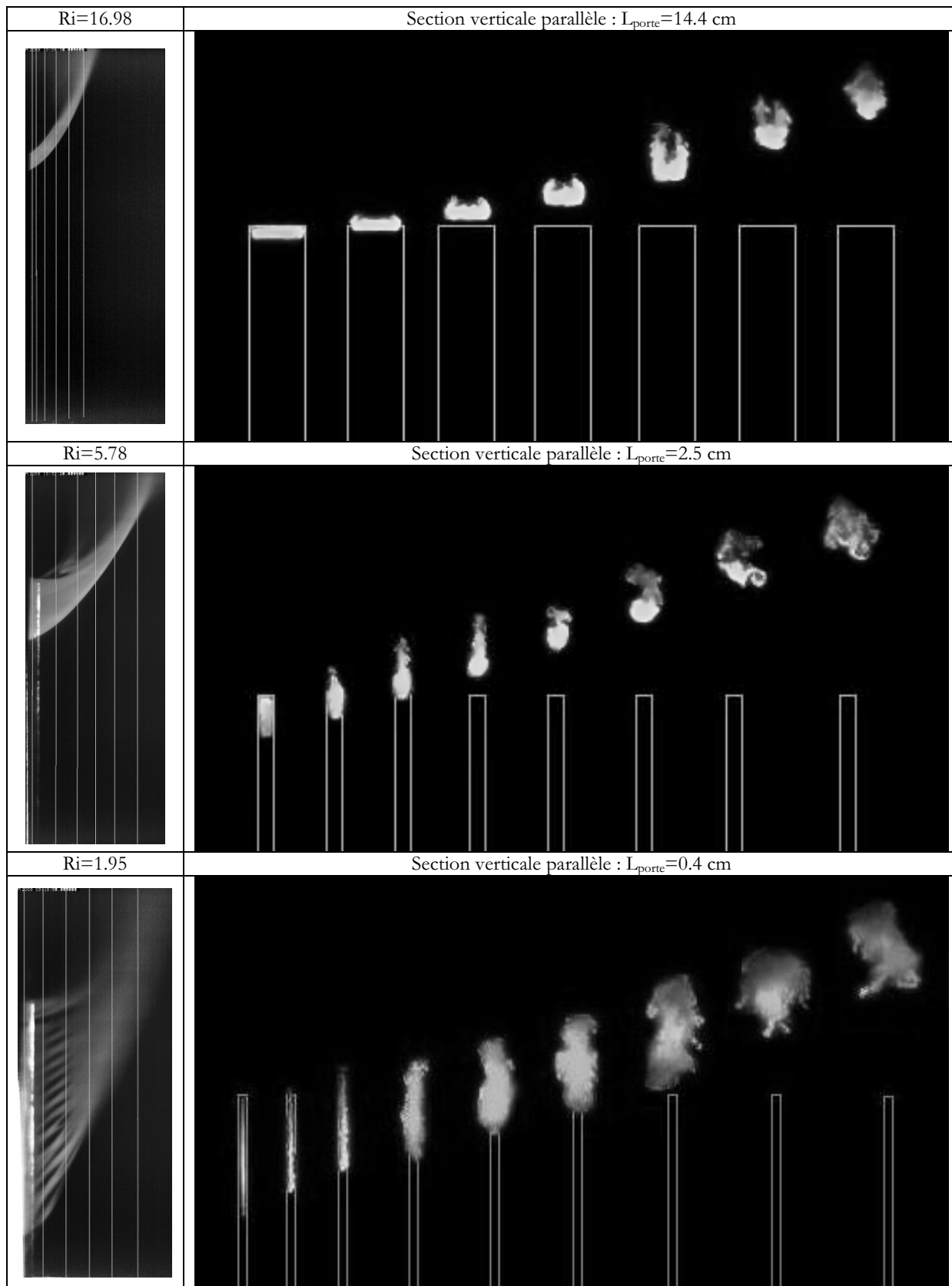


Figure B-91: Images extraites des films réalisés dans les plans verticaux parallèles à la porte

L'influence de la largeur de la porte sur le position du point d'impact est étudiée. Comme pour l'étude précédente (largeur de porte fixe égale à 14.4 cm), la position du point d'impact est la distance  $x_0$  qui sépare le point d'intensité lumineuse maximale représentant le point d'impact "fictif" de la paroi séparant les deux locaux (Figure B-72). Les images moyennes présentées sur la Figure B-92 permettent de visualiser cette position pour les conditions d'entrée suivantes:  $q_0 = 100$  l/min,  $\chi_{He} = 50\%$ .

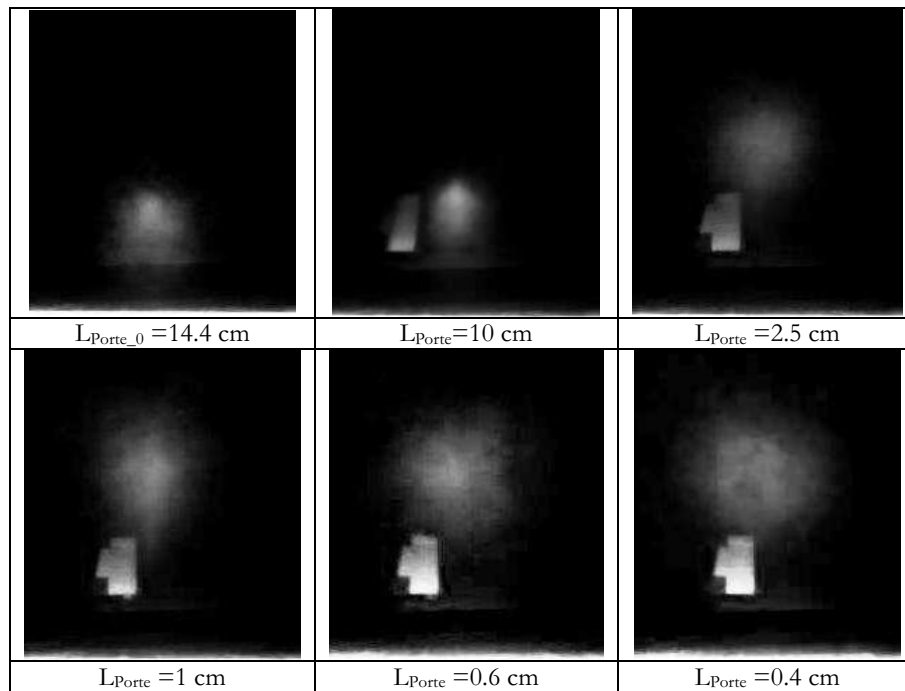


Figure B-92: Images prises du point d'impact pour les différentes largeurs de porte ( $q_0 = 100$  l/min,  $\chi_{He} = 50\%$ )

La circonférence de l'impact du panache augmente quand la largeur de l'ouverture diminue. Pour une puissance convective fixée ( $q_0$  et  $\chi_{He}$  fixés), cela signifie qu'il y a plus d'entraînement d'air dans le panache déversant issu d'une ouverture étroite. Cette augmentation d'entraînement d'air est attribuée à l'augmentation du périmètre du panache à la sortie de l'ouverture à partir de  $L_{\text{porte}} = 5$  cm (Figure B-93, avec  $P = 2(L_{\text{porte}} + D_0)$ ).

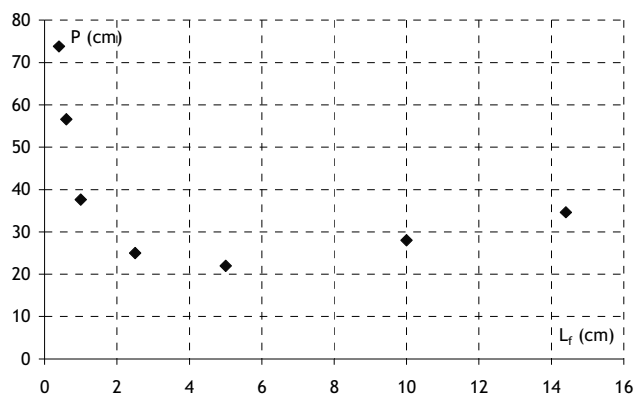


Figure B-93: Evolution du périmètre de l'écoulement au niveau de l'ouverture ( $P = 2*(L_{\text{porte}} + D_0)$ ) en fonction de la largeur de l'ouverture ( $q_0 = 100$  l/min,  $\chi_{He} = 50\%$ )

## **B.IX Conclusion/Bilan intermédiaire**

Différentes campagnes expérimentales ont été menées sur la maquette isotherme air/hélium. Les tests préliminaires présentés au paragraphe B.IV ont tout d'abord permis de mettre en évidence la pertinence de l'utilisation d'une telle technique de simulation pour étudier les mouvements de fumées en configuration confinée et ventilée mécaniquement. Ces premiers essais ont permis d'identifier les caractéristiques mesurables des écoulements étudiés dans le cadre de la thèse (Figure A-2).

Une première étude menée sur le processus de remplissage dans le local "source" a consisté à évaluer dans un premier temps l'évolution temporelle de la hauteur d'interface du mélange air/hélium en milieu totalement confiné. En comparant l'évolution trouvée expérimentalement avec celle donnée par les modèles trouvés dans la littérature (Baines 1969, Kaye 2007), les allures sont en accord. Un décalage est cependant observé entre les différentes courbes. Cet offset est dû au coefficient d'entraînement  $\alpha$  qui est plus faible sur la maquette densimétrique que ce qui est proposé dans la littérature. L'entraînement d'air dans le panache est à améliorer dès son injection dans le volume source, afin que la valeur du coefficient d'entraînement  $\alpha$  s'approche de celle utilisée par Morton 1956 et par Kaye 2007 dans leurs travaux.

Les images obtenues par PIV permettent de constater la présence d'enroulements au niveau de l'impact aux parois latérales du volume source. Ces enroulements sont dus à la nature de l'écoulement venant impacter sur les parois latérales. En effet, pour tous les tests réalisés dans le cadre de la thèse, à l'instant de l'impact, l'écoulement sous plafond est contrôlé par les forces d'inertie qui prennent le dessus sur les forces de flottabilité. Le modèle proposé par Kaye 2007 ne prévoit pas la présence de ces enroulements pour la configuration géométrique utilisée et les différents flux de flottabilité testés dans les travaux de thèse. De plus, ce modèle (Kaye 2007) traite un problème axisymétrique alors que la géométrie du local "source" est tridimensionnelle. Une étude plus approfondie de l'apparition de ces enroulements serait intéressante à mener dans le cas rencontré dans le cadre de la thèse (configuration géométrique tridimensionnelle, débit d'injection plus important que celui testé par Kaye et Hunt 2007).

Les deux situations différentes de remplissage sont reprises pour l'étude réalisée sur l'écoulement de transfert au niveau de l'ouverture entre les deux locaux (le local cible étant ouvert sur l'atmosphère). La configuration "remplissage par le haut" s'est avérée, dans le cadre de cette étude, très intéressante. En effet, dans ce cas les données d'entrée de l'écoulement à la porte (débit du mélange  $q_{\text{porte}}$ , masse volumique du mélange  $\rho_{\text{porte}}$ ) sont contrôlées. Pour les deux configurations de remplissage, un modèle théorique simple (élaboré à partir du théorème de Bernoulli) est proposé pour estimer l'épaisseur du mélange léger d'air/hélium ensemencé au niveau de l'ouverture. Une première étude expérimentale menée en configuration "remplissage par le haut" permet de trouver une corrélation donnant le coefficient de décharge  $C_D$  en fonction du nombre de Reynolds  $Re$ , conformément au graphe proposé par Emmons 1996. Ce coefficient de décharge  $C_D$  est spécifique à l'ouverture de porte utilisée  $L_{\text{porte}_0} = 14.4$  cm. Avec cette information supplémentaire, une relation entre l'épaisseur du mélange air/hélium à la porte  $D_0$  et le nombre de Richardson  $Ri$  (rapport entre forces d'inertie et forces de flottabilité) est trouvée. Ces deux corrélations  $C_D = f(Re)$  et  $D_0 = g(Ri)$  sont également valables pour la configuration "remplissage par le bas". Dans cette situation, la proportion d'air entraîné dans le volume source peut être estimée grâce aux mesures de masse volumique effectuées à la porte pour les différents tests menés.

Enfin, l'étude paramétrique réalisée sur l'influence de la largeur de la porte a permis d'obtenir une formulation généralisée de l'épaisseur du mélange air/hélium à la porte  $D_0$  en fonction du nombre de Richardson  $Ri$  et d'un coefficient de décharge  $C_D$  modifié dépendant à la

fois du nombre de Reynolds  $Re$  et de la largeur de porte utilisée  $L_{\text{porte}}$ . Des essais complémentaires, sur une plus large plage de Reynolds, seraient nécessaires pour affiner la corrélation  $C_D = f(Re, L_{\text{porte}})$  pour des largeurs de porte inférieures au cm.

Concernant l'étude du panache se déversant à partir de la porte dans l'atmosphère libre, il apparaît que deux régimes de propagation existent suivant la valeur du nombre de Richardson. Pour le premier régime, le panache déversant est collé à la paroi, alors que pour le second régime observé le panache se décolle de celle-ci. L'apparition de ces différents régimes s'explique par la nature de l'écoulement de transfert au niveau de l'ouverture, à savoir s'il est contrôlé par les forces d'inertie ou les forces de flottabilité, d'où l'importance du nombre de Richardson. Des corrélations donnant des positions de point d'intensité lumineuse maximale pour deux hauteurs différentes sont données à partir d'une corrélation faisant intervenir le nombre de Richardson. Concernant la trajectoire du panache déversant, pour chaque test le modèle théorique de Kumar 2005 trouvé dans la littérature est comparé à la trajectoire trouvée expérimentalement. Des écarts sont observés, ils sont dus au fait que la configuration étudiée expérimentalement est tridimensionnelle alors que le modèle de Kumar 2005 correspond à une situation bidimensionnelle (présence d'un balcon infiniment long). De plus, il serait intéressant d'améliorer la technique expérimentale de relevé de la trajectoire du panache. En effet, la trajectoire est dans cette partie définie comme étant l'ensemble des points d'intensité lumineuse maximale pour différentes hauteurs, or ces maximums se trouvent sur l'enveloppe "extrados" du panache déversant, l'ensemencement n'étant pas tout à fait homogène.

Ce chapitre permet de montrer à travers les études menées sur les différents écoulements les limites et les avantages de la technique de simulation utilisée. Le jet d'air/hélium de faible masse volumique est utilisé afin de simuler un panache de fumées issu d'un feu de puissance convective donnée. Le fait d'injecter ces quantités d'air et d'hélium a pour défaut d'apporter de la masse dans le local "source". De plus, le jet d'air/hélium possède une quantité de mouvement initiale non nulle, ce qui n'est pas le cas du panache. Pour remédier à ce problème, différentes solutions peuvent être envisagées, augmentation de la surface d'injection, multi-injection, utilisation d'un jet pulsé. Il est important de retenir que l'utilisation de la technique de simulation air/hélium permet de travailler sur une large gamme de débit (0 à 600 l/min) et de masse volumique de mélange (0.166 à 1.22 kg/m<sup>3</sup>), ce qui représente un avantage par rapport aux maquettes fonctionnant avec de l'eau salée qui sont très utilisées dans la recherche incendie.

---

## CHAPITRE C: APPROCHE THERMIQUE A ECHELLE REDUITE

---

*Ce chapitre présente l'approche thermique des écoulements de fumées à échelle réduite. L'objectif est de mettre en évidence le rôle des aspects thermiques rencontrés lors d'un incendie réel sur les écoulements de fumées: présence d'un processus de combustion, du rayonnement de la flamme, présence de suies et pertes thermiques au niveau des parois. Cette approche permet en outre de fournir une base de données pouvant être comparée à l'approche isotherme et enfin de réaliser des mesures fines difficilement réalisables à grande échelle.*

*Paragraphe C.I: revue bibliographique menée sur l'utilisation des maquettes thermiques.*

*Paragraphe C.II: description du dispositif expérimental et de l'instrumentation utilisée.*

*Paragraphe C.III: étude menée sur des feux de bacs de faible diamètre en atmosphère libre dans le but de trouver le dispositif expérimental optimal permettant de simuler une puissance de foyer constante.*

*Paragraphe C.IV: étude des phénomènes dans le local "source": caractérisation du panache thermique en atmosphère libre, étude du processus de remplissage.*

*Paragraphe C.V: étude de l'écoulement de fumées au niveau de la porte.*

*Paragraphe C.VI: étude du panache déversant dans le local "cible".*

*Paragraphe C.VII: première confrontation menée entre les approches isotherme et thermique à échelle réduite. Les limites et potentialités de chacune des deux approches sont identifiées.*

*Une conclusion intermédiaire est enfin donnée sur ce chapitre, rappelant les différents résultats obtenus avec l'approche thermique à échelle réduite et apportant des premières réponses quant aux potentialités et limites des deux approches utilisées à échelle réduite.*

### **C.I Etat de l'art**

Dans le domaine de recherches sur les incendies, les études sur les écoulements réalisées à échelle réduite sont répandues. Pour comprendre les mécanismes physiques complexes intervenant dans la propagation d'un feu, l'approche à échelle réduite est souvent retenue dans une première phase: "commit your blunders on a small scale and make your profits on a large scale" (Johnstone et Thring 1957 dans Hirano 1994). Ce choix est également motivé par les contraintes importantes des approches à échelle réelle (coût, problèmes de sécurité, contraintes technologiques, métrologie...). Dans la littérature, de nombreuses études menées sur des dispositifs thermiques à petite échelle sont trouvées. Ces études concernent différents combustibles et sont menées pour différentes configurations (géométries plus ou moins complexes, ventilation naturelle ou ventilation mécanique) et s'adressent plus particulièrement au comportement du feu, de la flamme (mécanismes de combustion, aspects thermiques, production de suies...).

Zhou et Gore 2006 abordent, expérimentalement et numériquement, le comportement de l'écoulement d'air autour d'une nappe de feu, et cela pour différents combustibles et différents diamètres de bacs. Deux dispositifs expérimentaux différents sont utilisés: un premier pour les mesures ponctuelles de vitesses par LDV, un second pour les relevés de cartographie de vitesses d'entraînement autour de la flamme par PIV. Ces deux dispositifs montrés sur la Figure C-1 et la Figure C-2 sont construits à échelle réduite afin de faciliter la mise en œuvre des techniques de mesures optiques.

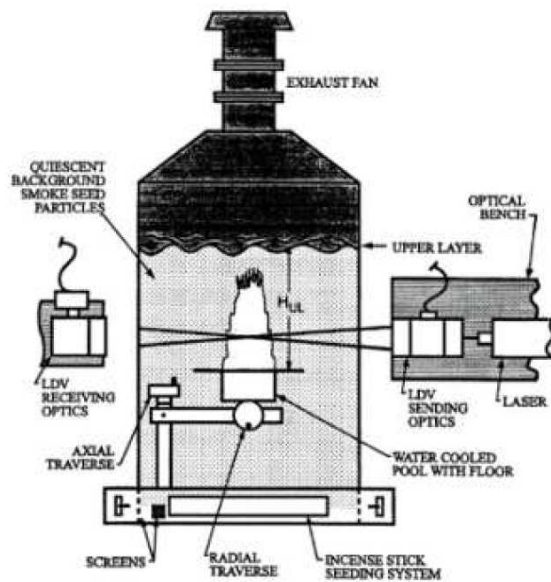


Figure C-1: Dispositif LDV utilisé lors de l'étude de Zhou et Gore 2006

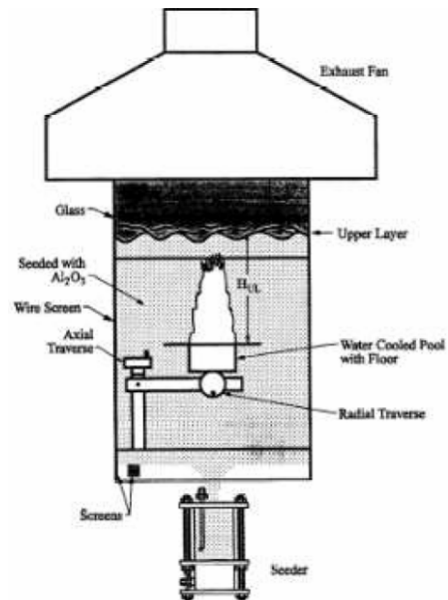


Figure C-2: Dispositif PIV utilisé lors de l'étude de Zhou et Gore 2006

D'autres exemples sont les travaux de Quintiere et Utiskul qui abordent notamment la combustion en milieu sous ventilé ainsi que les écoulements au travers d'orifice (porte ouverte notamment Utiskul 2005, Utiskul 2006). Utiskul 2005 étudie l'influence de deux ouvertures présentes dans un volume cubique ( $40 \text{ cm}^3$ ) sur le comportement d'une flamme d'heptane. Ces ouvertures se trouvent sur une des parois du volume, une en niveau haut, l'autre en niveau bas. La Figure C-3 montre des photographies de la flamme dans le cas où le diamètre de bac d'heptane est égal à  $19 \text{ cm}$  et la surface totale des ouvertures égale à  $24 \text{ cm}^2$ . Sur cette figure, l'effet de la présence des deux ouvertures sur la paroi (visible sur la droite des photos en Figure C-3): la photographie de gauche montre la flamme d'heptane dans son état initial, la photographie de droite montre un autre régime de brûlage appelé "burning at the vent". Sur cette même thématique, des expériences à échelle réduite sur le phénomène de flamme fantôme sont menées par Coutin 2000.

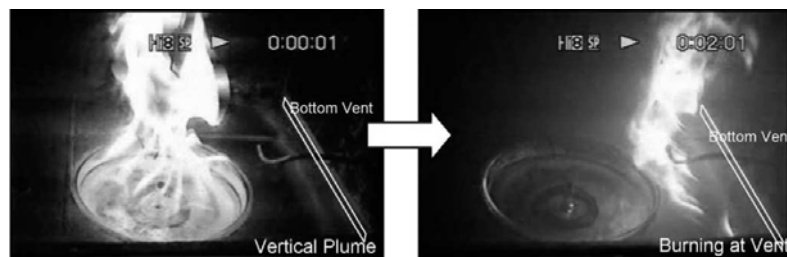


Figure C-3: Photographies de flamme pour un bac d'heptane de diamètre  $D_{\text{bac}} = 19 \text{ cm}$ , pour une surface d'ouverture  $S_{\text{ouverture}} = 24 \text{ cm}^2$  Utiskul 2005

D'autres exemples: l'étude de Lim 1984 qui s'intéresse à l'influence de la géométrie d'une ouverture sur le mélange entre la couche "chaude" de fumées et la couche "froide" d'air ambiant; les travaux de Yii 2005 s'intéressent à une configuration spécifique: un volume source semi-confiné, avec la présence d'une porte et d'une ouverture au niveau du plafond, comme le montre la Figure C-4.

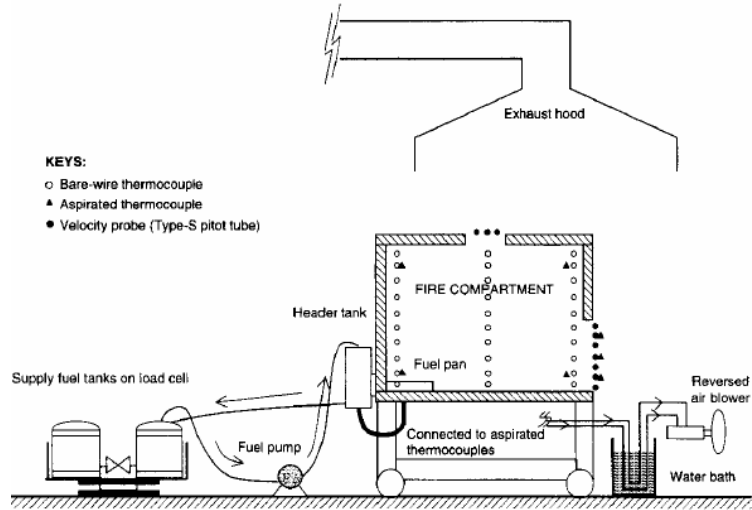
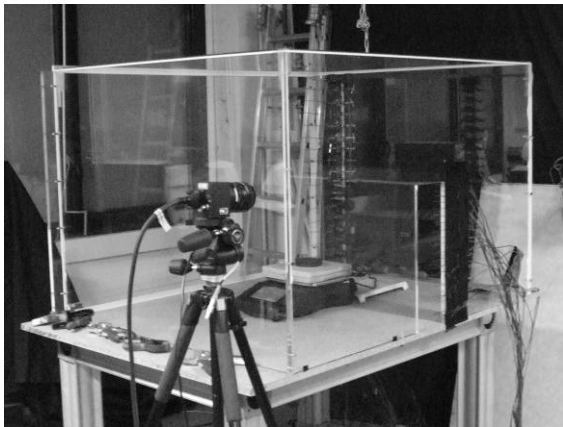


Figure C-4: Dispositif utilisé par Yii dans leurs travaux (Yii 2005)

Des études expérimentales sur maquette thermique sont aussi réalisées pour l'étude d'un panache déversant (écoulement induit par une ouverture) dans un atrium (volume de grande dimension), les travaux de Shi 2005 et de Harrison 2007.

## **C.II Description du dispositif expérimental**

La maquette thermique est constituée de deux locaux connectés par une porte ouverte identique au dispositif isotherme. Le local dit "source" est constitué de quatre parois en plexiglas pour permettre des visualisations par tomographie laser et des mesures de vitesses par les techniques optiques LDV ou PIV. Le local "cible" est constitué de parois en plexiglas. Il n'est pas totalement confiné, mais ouvert vers l'extérieur sur un de ces cotés (Figure C-6). Il peut être déconnecté du local "source". Les dimensions sont identiques à celles de la maquette isotherme (volume égal à  $1*1,2*0,79 = 0,96 \text{ m}^3$  et la porte  $0,43*0,144 \text{ m}^2$ ).



**Figure C-5: Photographie du local "source" de la maquette thermique**



**Figure C-6: Photographie du local "cible" de la maquette thermique**

Les fumées sont générées par un feu de bac d'hydrocarbure liquide. Le foyer est constitué d'une coupelle recevant un combustible liquide, placée sur une balance électronique. La surface de la nappe de combustible est située à environ 16 cm du sol. Le combustible utilisé dans les expériences est un hydrocarbure le Tétrahydropropylène Hydrogéné (TPH), proche du dodécane, combustible liquide dont un descriptif détaillé est donné en annexe F.II. Le combustible est enflammé par un chalumeau à gaz (Soudogaz X2000PZ, débit de gaz réglable, débit maximal 140 g/h).

La métrologie mise en œuvre est décrite ci-dessous.

### **Mesures de températures par thermocouple:**

Des thermocouples de type K, chromel-alumel (TC Direct,  $d = 1,5 \text{ mm}$ , longueur de la gaine inconel semi-rigide 150 mm, précision  $\pm 2,5 \text{ }^\circ\text{C}$ ) sont utilisés pour mesurer aussi bien des températures de fumées que des températures de flamme. Ces thermocouples sont reliés à une centrale d'acquisition (Keithley modèle 2700, résolution de  $0,001 \text{ }^\circ\text{C}$ , compensation matérielle de la soudure froide) qui contient deux modules d'acquisition avec une capacité de branchement de vingt thermocouples pour chacun.

### **Mesures de températures par thermographie infra rouge:**

Une caméra infra rouge (FLIR, modèle A40) est utilisée pour certaines mesures de températures (températures au plafond du local "cible" ou température au niveau du bac de combustible). La thermographie infra rouge est une technique de mesure spatio-temporelle des



flux surfaciques de rayonnement provenant d'une scène thermique. La caméra utilisée fonctionne dans la bande spectrale [7,5 – 13  $\mu\text{m}$ ]. L'angle d'ouverture de l'objectif est de 24°. Le capteur de la caméra est constitué d'une matrice de détecteurs (320\*240 éléments). Chaque détecteur est un micro bolomètre non refroidi: le signal qu'il délivre dépend de sa température qui elle-même dépend du flux radiatif net focalisé par l'objectif depuis la scène thermique jusqu'au capteur. Cette caméra est pilotée par le logiciel ThermaCAM<sup>TM</sup> Researcher.

En ce qui concerne les visualisations par tomographie laser, les mesures de vitesses par PIV, la métrologie présentée dans le Chapitre B: est utilisée. (Concernant le laser utilisé pour la tomographie: laser argon continu mais de caractéristiques différentes, puissance en sortie directe 7 W, longueur d'onde 560 nm).

*Remarque: concernant les techniques de mesures optiques utilisées dans la maquette thermique, l'écoulement est naturellementensemencé par les suies produites par le feu de TPH.*

### C.III Choix de la source de combustion

Une des premières étapes de cette approche est de caractériser le terme source, c'est-à-dire le feu de bac de petite dimension pouvant être utilisé afin de simuler une source de fumée s'approchant d'un foyer d'incendie réel. Cette partie, préliminaire aux études sur les écoulements de fumées, a pour objectif de trouver un terme source permettant de travailler en phase stationnaire avec une puissance de foyer dégagée stable. Dans ce paragraphe, la loi de comportement du débit de perte de masse est étudiée pour différents bacs.

Deux campagnes expérimentales sont réalisées.

Une première sur des bacs en acier de hauteur de bac non maîtrisée et pour trois diamètres différents  $D_{\text{bac}} = 70, 100 \text{ et } 130 \text{ mm}$ . Une phase stationnaire est observée. Les puissances totales au foyer sont obtenues en déterminant la produit de la perte de masse et de l'enthalpie de combustion. Les essais menés correspondent à des puissances égales à  $Q_{\text{foyer}} = 1, 2 \text{ et } 5.4 \text{ kW}$ .

Afin de travailler dans des conditions expérimentales optimales, une seconde campagne expérimentale est menée sur des bacs en acier noir de diamètre variable, mais de faible hauteur ( $H_{\text{bac}} = 20 \text{ mm}$  constante) par rapport à ceux de la première campagne. Lors de ces essais, des observations irrégulières sur le régime de combustion sont faites (présence de différents régimes de combustion). Il nous a paru nécessaire d'étudier la loi de comportement du débit de perte de masse, et donc de la puissance dégagée au foyer pour ces bacs, dans le but de trouver une solution technologique idéale pour le terme source de la maquette thermique.

Dans la littérature, les feux de bacs sont très étudiés. Les phénomènes physiques gouvernant la pyrolyse au niveau d'une nappe de combustible sont connus (Babrauskas 1983, Koseki 1988, Burgess 1961, Babrauskas 1995, Chatris 2001), ils sont formulés à partir du bilan de conservation de l'énergie écrit pour le volume de combustible liquide.

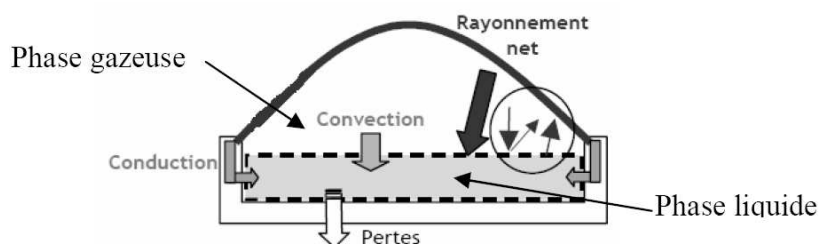


Figure C-7: Illustration des échanges thermiques existant à la surface de la nappe combustible

La Figure C-7 présente de manière schématique les différents mécanismes de transfert de chaleur existant à la surface de la nappe combustible: les échanges conductifs au niveau de la paroi du bac, les échanges convectifs entre les phases gazeuse et liquide du combustible et entre la flamme et le milieu ambiant, les échanges radiatifs entre la flamme, le combustible et le bac.

La puissance du foyer traduit le dégagement de la chaleur au niveau de la source par unité de temps. Cette puissance est proportionnelle au débit de perte de masse (taux réactionnel).

$$Q_{\text{foyer}} = \dot{m}.PCI$$

Équation C-1

La puissance convectée par l'incendie ne représente qu'une partie de la puissance totale, l'autre partie étant produite par rayonnement:

$$Q_{\text{conv,foyer}} = \dot{m}.PCI.(1 - \chi_R)$$

Équation C-2

Avec  $\chi_R$  la fraction qui est rayonnée par le foyer incendie. Cette fraction étant généralement prise égale à 0.3 pour le TPH.

Pour des bacs de grande dimension, le débit de perte de masse surfacique peut être estimé à partir de la corrélation proposée par Burgess 1961:

$$\dot{m}'' = m''_{\infty} (1 - e^{-k\beta D})$$

Équation C-3

Etabli pour un mode de brûlage radiatif, cette corrélation n'est pas utilisable pour des bacs de petit diamètre pour lesquels le mode convectif prédomine. Le comportement des feux de bacs de petite dimension a été étudié par Blinov et Khudiakov 1961. Ils proposent une corrélation pour le mode de brûlage convectif laminaire:

$$\dot{m}'' = aD_{\text{bac}}^{-n} + b$$

Équation C-4

Différents facteurs influant sur le débit de perte de masse sont mis en évidence, telles que les propriétés physiques du combustible, la nature du bac, l'épaisseur de la nappe liquide par rapport à la hauteur du bac. L'étude expérimentale de Blinov et Khudiakov 1961 montre que le mode de brûlage du combustible dépend fortement du diamètre de bac utilisé. Deux principaux modes sont mis en évidence : pour des petits diamètres ( $D < 0,2$  m) le régime convectif prédomine alors que pour des bacs de plus grande taille le régime radiatif est le plus important. La Figure C-8 montre que pour des bacs de diamètre très important ( $D > 2$  m) le débit de perte de masse par unité de surface (en  $\text{kg}/(\text{sm}^2)$  ou en  $\text{m}/\text{s}$ ) tend vers une valeur constante indépendante du diamètre de bac.

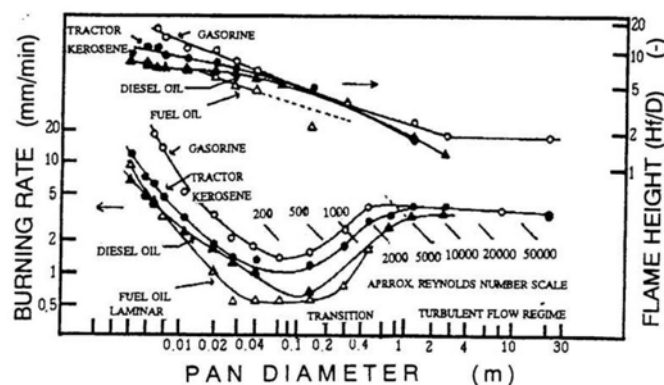


Figure C-8: Evolution de la vitesse de combustion en fonction du diamètre pour différents combustibles Blinov 1961

La suite de ce paragraphe présente une étude paramétrique sur les régimes de combustion d'un bac de petite dimension en étudiant l'influence du diamètre de bac ainsi que de la hauteur initiale de combustible et du montage expérimental utilisé.

Cette étude est effectuée en atmosphère libre, sur des bacs circulaires contenant du TPH. Ces bacs sont fabriqués en acier ( $\rho_{\text{bac}} = 7800 \text{ kg.m}^{-3}$ ,  $\lambda_{\text{bac}} = 50 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ), et sont constitués d'une collerette circulaire ( $e = 2 \text{ mm}$ ) soudée sur un disque ( $e = 2 \text{ mm}$ ) (Figure C-9). La perte de masse du combustible est suivie en temps réel (une acquisition est prise toutes les secondes) avec une balance électronique (de type Ohaus, modèle Balexus Explorer Pro) dont la précision est de 0,1 g. Des images sont également réalisées avec un appareil photographique numérique standard afin d'apprécier les éventuels changements de comportement de la flamme au cours de l'essai. Une photographie de la flamme est prise toutes les 10 secondes pendant le test (Figure C-10).

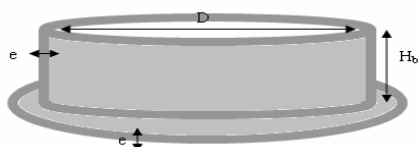


Figure C-9 : Schéma descriptif du bac de combustible utilisé

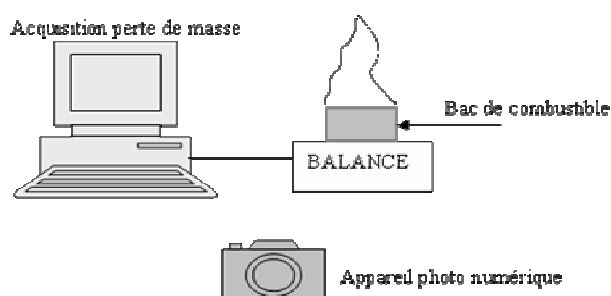


Figure C-10 : Schéma du dispositif expérimental

### C.III.1 Influence du diamètre du bac

Une première série de tests est réalisée en faisant varier le diamètre du bac et en conservant la hauteur initiale de combustible ( $H_c = 5 \text{ mm}$ ) (Tableau C-1). Les diamètres de bac considérés sont:  $D_{\text{bac}} = 40, 60, 80, 100, 120 \text{ mm}$ . La gamme de diamètre testée dans notre étude (imposée par la géométrie de la maquette) correspond à un régime convectif, laminaire ( $D_{\text{bac}} = 40 \text{ mm}$ ) puis turbulent ( $D_{\text{bac}} = 60\text{-}120 \text{ mm}$ ). Des tests de reproductibilité concluants ont été réalisés sur cette série.

Essai	Diamètre de bac (mm)	Température ambiante initiale (°C)	Taux d'humidité relative (%)	Masse initiale du combustible (g)
D40_H5	40	18,2	58	5,5
D60_H5	60	17,6	60	12,3
D80_H5	80	16,4	61	21,9
D100_H5	100	16,4	63	34,2
D120_H5	120	16,1	64	49,2

Tableau C-1 : Récapitulatif des essais réalisés en atmosphère libre sur l'influence du diamètre de bac

Pour l'ensemble des essais, deux régimes différents ont pu être identifiés visuellement et quantitativement. A titre d'exemples, des résultats obtenus pour les essais D60\_H5 et D100\_H5 sont présentés en Figure C-11 et Figure C-12. Après allumage, une phase de mise en régime de courte durée est d'abord observée correspondant à une augmentation progressive du flux rayonné par la flamme vers la nappe. Une phase quasi-stationnaire (q-s) apparaît ensuite au cours de laquelle le débit de perte de masse est quasi-constant. Lors de cette première étape (Régime 1, Figure C-12), la flamme reste de petite taille (Figure C-11 (a)). Une seconde phase, instationnaire, est ensuite visualisée : la flamme s'étire, sa hauteur augmente ainsi que le débit de perte de masse du combustible jusqu'à l'extinction du feu (Figure C-11 (b) et Régime 2, Figure C-12). Lors du régime 2, la formation d'un volume significatif de gaz entre la surface liquide et la base de la

flamme a pu être observée : la flamme se situe au-dessus du bac puis tend à s'accrocher aux bords de celui-ci, contrairement à son comportement lors du régime 1 où elle reste à l'intérieur du bac. Ce phénomène d'accrochage a déjà été observé et étudié (Venkatesh 1996).

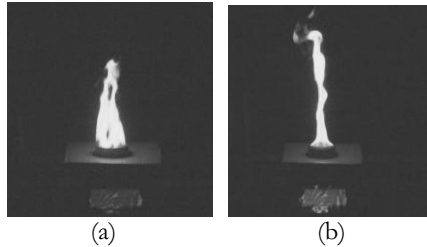


Figure C-11 : Photographie de flamme pour l'essai D60\_H5 lors des deux régimes, à  $t = 150$  s (a) et à  $t = 270$  s (b)

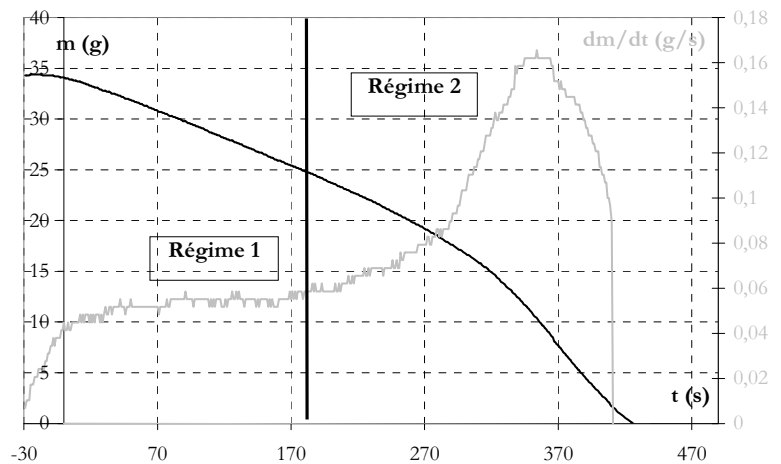


Figure C-12 : Evolutions temporelles de la masse du combustible et du débit de perte de masse pour l'essai D100\_H5

Des mesures de températures sont réalisées dans l'axe de la flamme et du panache thermique comme le montre la Figure C-13.

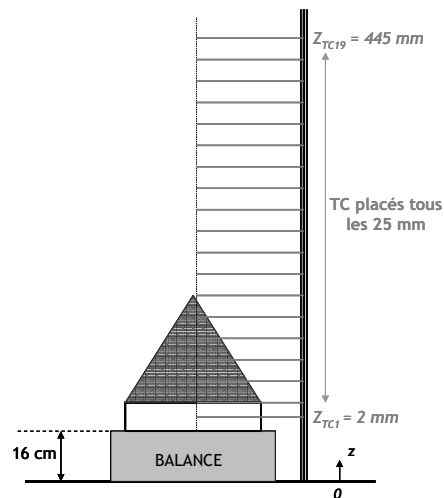


Figure C-13: Dispositif expérimental pour la mesure des températures dans l'axe de la flamme et du panache

La Figure C-14 présente l'évolution temporelle de températures pour les trois premières hauteurs de mesures (2, 20 et 45 mm). Après l'allumage la température aux deux positions 20 et 45 mm reste pratiquement constante pendant une durée qui correspond à la phase stationnaire du régime 1. Lors du deuxième régime, le thermocouple placé à la position 20 mm mesure une diminution importante de la température. Cette diminution s'explique par le phénomène de déplacement de la zone de flamme qui vient s'accrocher aux bords du bac comme décrit précédemment (observations visuelles). Par conséquent la température mesurée n'est plus celle de la flamme mais celle du volume de gaz formé entre la surface liquide combustible et la flamme. En fin d'essai, un pic de température est mesuré pour toutes les positions correspondant au repositionnement de la flamme à l'intérieur du bac juste avant l'extinction.

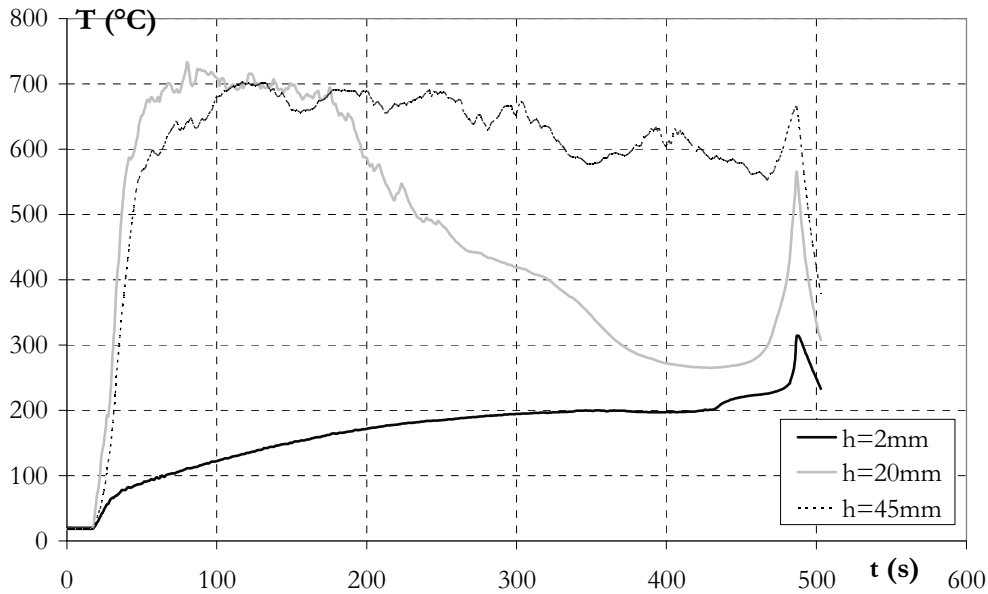


Figure C-14: Evolution temporelle des températures dans l'axe de la flamme et du panache pour l'essai D100\_H5

A partir des évolutions temporelles obtenues, des profils verticaux de températures dans l'axe de la flamme et du panache sont tracés pour différents instants (Figure C-15). Les deux premiers instants correspondent au régime de combustion stationnaire ( $t = 100$  et  $200$  s), les deux instants suivants correspondent au régime instationnaire. Deux comportements sont observés. En régime stationnaire, la zone de flamme (caractérisée par les températures maximales) ne dépasse la hauteur de 10 cm. Lors du second régime, elle atteint une hauteur de 25 cm, ce qui confirme son étirement observé visuellement.

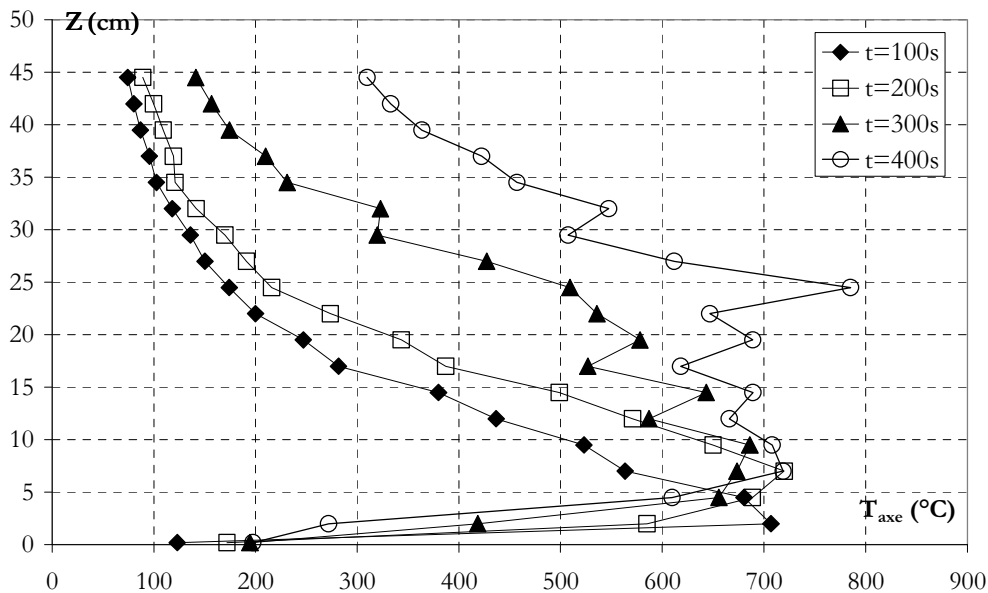


Figure C-15: Profils verticaux des températures dans l'axe de la flamme et du panache pour l'essai D100\_H5

Sur la Figure C-16, les évolutions temporelles du débit de perte de masse sont données pour chaque diamètre de bac testé. Pour le plus petit diamètre de bac ( $D = 40$  mm), les différences entre les régimes 1 et 2 précédemment mentionnés sont moins marquées et

l'observation visuelle montre que la flamme reste laminaire sur toute la durée du test. Seul ce diamètre correspond à un mode de brûlage convectif laminaire, ce qui explique son comportement singulier. Pour les autres diamètres de bac, les allures des courbes sont similaires entre elles.

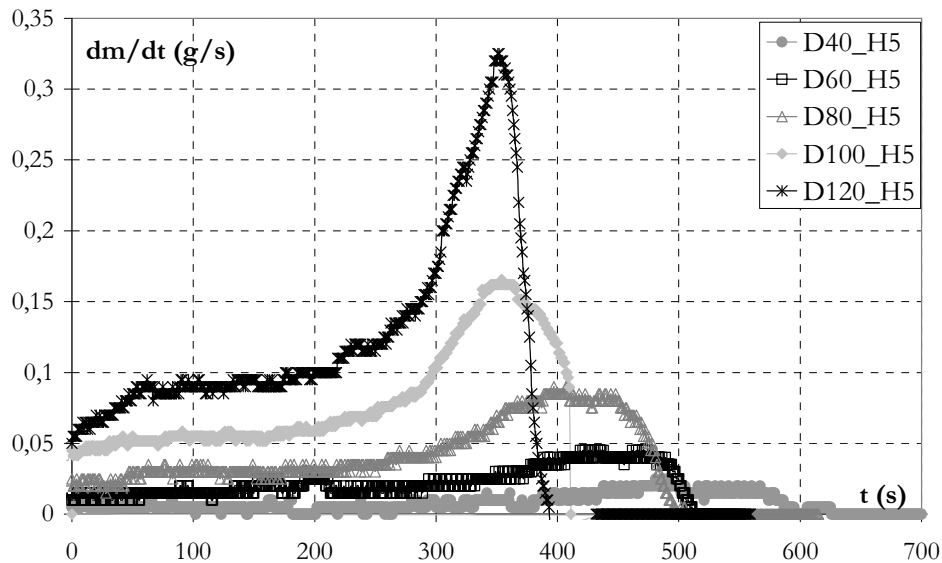


Figure C-16 : Evolutions temporelles des débits de perte de masse du combustible pour les différents diamètres (campagne C1)

Le Tableau C-2 présente les débits de perte de masse moyens calculés sur la durée totale de l'essai ( $\dot{m}_{\text{total}}$ ) et sur la durée de la phase quasi-stationnaire ( $\dot{m}_{\text{q-s}}$ ). Les débits de perte de masse surfaciques moyens calculés sur toute la durée de l'essai ( $\dot{m}''_{\text{total}}$ ) et sur la phase quasi-stationnaire ( $\dot{m}''_{\text{q-s}}$ ) sont aussi présentés dans le Tableau C-2 ainsi qu'une comparaison effectuée entre ces deux valeurs ( $\Delta \dot{m}'' / \dot{m}''_{\text{total}}$ ).

Essais	Durée de la phase de combustion (s)	$\dot{m}_{\text{total}}$ (mg.s <sup>-1</sup> )	$\dot{m}''_{\text{total}}$ (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	Durée de la phase quasi-stationnaire (s)	$\dot{m}_{\text{q-s}}$ (mg.s <sup>-1</sup> )	$\dot{m}''_{\text{q-s}}$ (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	$\Delta \dot{m}'' / \dot{m}''_{\text{total}}$ (%)
D40_H5	654	8,8	7,1	360	4,9	3,9	44,3
D60_H5	566	21,8	7,7	240	15,5	5,2	32,5
D80_H5	514	42,6	8,4	210	31,5	6,3	25,0
D100_H5	461	74,4	9,4	200	55,4	7,2	19,15
D120_H5	410	123	10,9	155	92,5	8,2	25,6

Tableau C-2: Résultats de l'étude paramétrique menée sur le diamètre du bac de combustible

D'après le tableau ci-dessus, la durée de la phase quasi-stationnaire diminue avec le diamètre. Le débit de perte de masse surfacique moyen augmente avec le diamètre, de 3.9 à 8.2 g.s<sup>-1</sup>.m<sup>-2</sup> (Figure C-17). Le débit de perte de masse surfacique moyen calculé sur la phase quasi-stationnaire (q-s) est moins important que celui calculé sur la durée totale du test, le pic de fin n'étant pas pris en compte dans son estimation.

La gamme de débit de perte de masse surfacique mesurée est en accord avec celle proposée par Blinov et Khudiakov 1961 pour un combustible "fuel oil" (Figure C-8) en régime convectif dans la transition laminaire-turbulent.

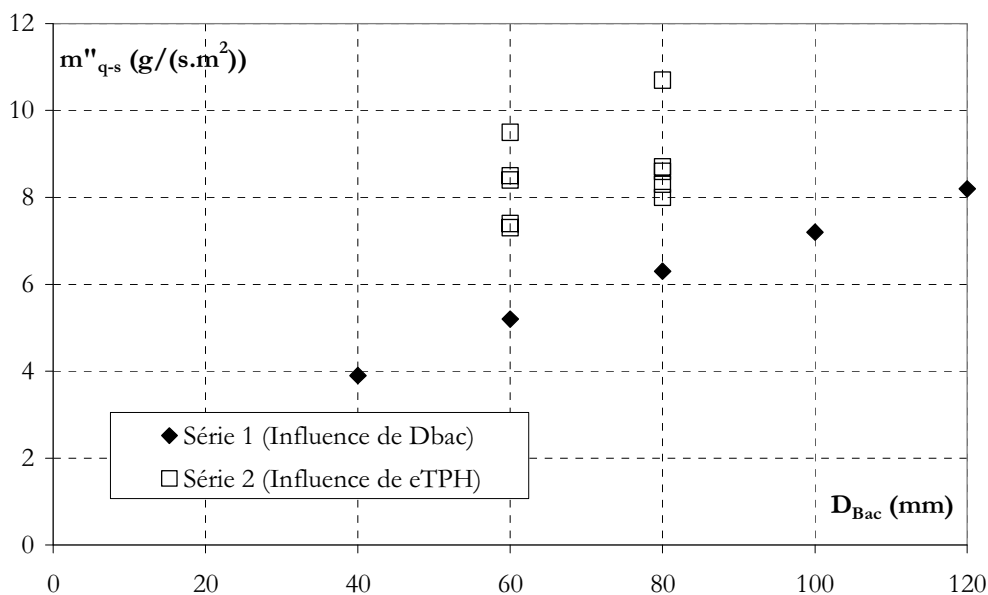


Figure C-17: Evolution du débit de perte de masse surfacique calculée sur la phase stationnaire en fonction du diamètre

### C.III.2 Influence de la hauteur initiale de combustible

Une seconde série d'essais est réalisée afin de mener une étude paramétrique sur l'influence de la hauteur initiale de combustible  $e_{TPH}$  versé dans le bac pour deux diamètres fixés (80 et 60 mm). La hauteur du bac est constante et égale à 20 mm. La grille d'essais est donnée dans le Tableau C-3. Les hauteurs de combustible testées varient entre 2 mm et 11 mm.

Essai	Diamètre de bac (mm)	Hauteur initiale de combustible (mm)	Masse initiale du combustible (g)
D80_H2	80	2	10
D80_H5	80	5	20,1
D80_H7	80	7	30,1
D80_H9	80	9	40,2
D80_H11	80	11	50,2
D60_H2	60	2	5,1
D60_H4	60	4	10,2
D60_H6	60	6	15,4
D60_H8	60	8	20,5
D60_H10	60	10	25,6

Tableau C-3: Récapitulatif des essais réalisés en atmosphère libre sur l'influence de la hauteur initiale de combustible

D'une manière générale, les observations visuelles faites lors de la première série d'essais sont retrouvées. Deux régimes de combustion sont observés, caractérisés par deux hauteurs de flamme différentes. Pour des hauteurs initiales de combustible supérieures à 8 mm, d'autres phénomènes apparaissent ((b) Figure C-18) : la flamme devient turbulente et a tendance à déborder autour du bac.



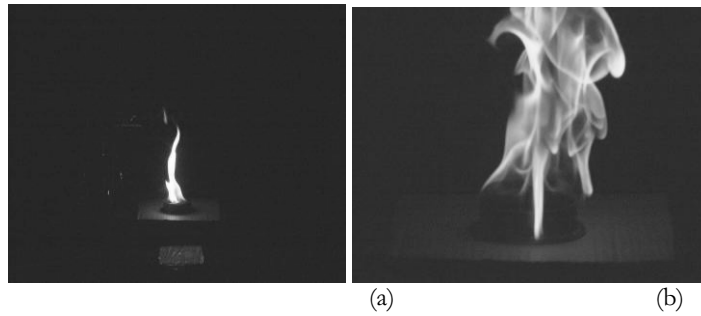


Figure C-18 : Photos de flamme pour l'essai D80\_H11 à  $t = 120$  s (a) et à  $t = 710$  s (b) (zoom sur le bac)

L'évolution temporelle du débit de perte de masse est présentée sur la Figure C-19 et Figure C-20 pour un diamètre de bac de 60 mm et 80 mm respectivement. Pour les deux diamètres de bacs, deux régimes sont observés, un stationnaire et un instationnaire correspondant aux deux phases observées visuellement.

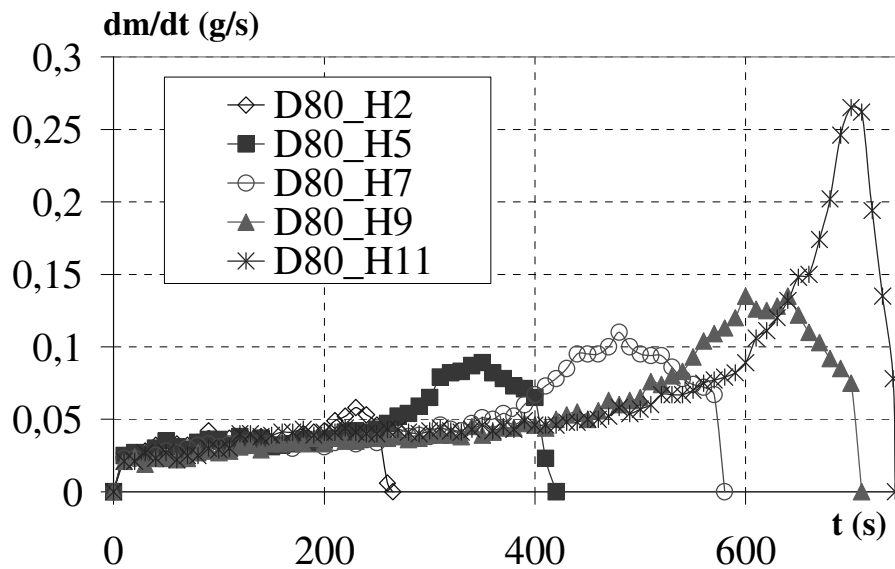


Figure C-19 : Evolutions temporelles des débits de perte de masse du combustible pour les essais D80\_H3 à D80\_H15

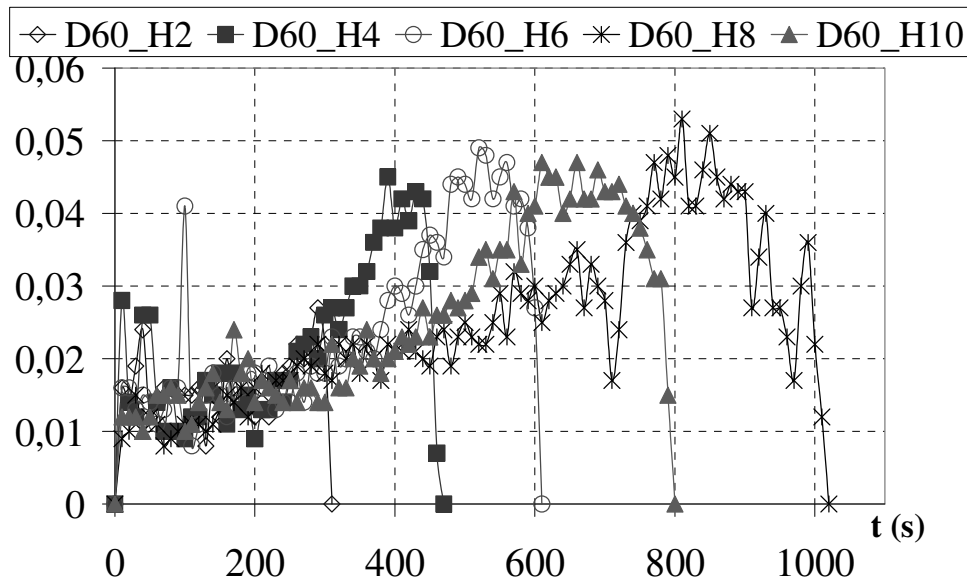


Figure C-20 : Evolutions temporelles des débits de perte de masse du combustible pour les essais D60\_H3 à D60\_H15

D'après le Tableau C-4, la hauteur initiale de combustible influe sur la durée du premier régime : plus l'épaisseur initiale est élevée, plus la durée de la phase quasi-stationnaire est grande. Au cours de la phase instationnaire, le débit de perte de masse augmente fortement. Pour un diamètre de bac de 80 mm, le débit de perte de masse surfacique calculé sur la durée totale de l'essai augmente fortement avec la hauteur initiale du combustible, cet effet n'est pas observé pour le bac de 60 mm.

Essai	Durée de la phase de combustion (s)	$\dot{m}_{\text{total}}$ (mg.s <sup>-1</sup> )	$\dot{m}''_{\text{total}}$ (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	Durée de la phase quasi-stationnaire (s)	$\dot{m}_{\text{q-s}}$ (mg.s <sup>-1</sup> )	$\dot{m}''_{\text{q-s}}$ (g.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	$\Delta \dot{m}'' / \dot{m}''$ (total) (%)
D80_H2	265	37,7	9,8	110	33,6	8,7	11
D80_H5	423	47,5	12,3	154	33,1	8,6	30
D80_H7	580	51,9	13,5	240	30,8	8,0	41
D80_H9	709	56,7	14,7	270	31,8	8,3	44
D80_H11	742	67,6	17,6	440	41,1	10,7	39
D60_H2	312	16,3	8,3	138	14,5	7,4	11
D60_H4	464	22,0	11,2	189	14,3	7,3	35
D60_H6	610	25,2	12,9	197	16,7	8,5	34
D60_H8	797	25,7	13,1	309	16,5	8,4	36
D60_H10	1019	25,1	12,8	470	18,7	9,5	25

Tableau C-4: Résultats de l'étude paramétrique menée sur l'influence de la hauteur initiale de combustible versé dans le bac

Pour les deux diamètres testés, le débit de perte de masse surfacique moyen calculé sur la phase quasi-stationnaire varie faiblement avec la hauteur initiale de combustible (Figure C-21). Ce paramètre n'est pas discriminant vis-à-vis de la perte de masse et donc de la puissance convective du foyer.

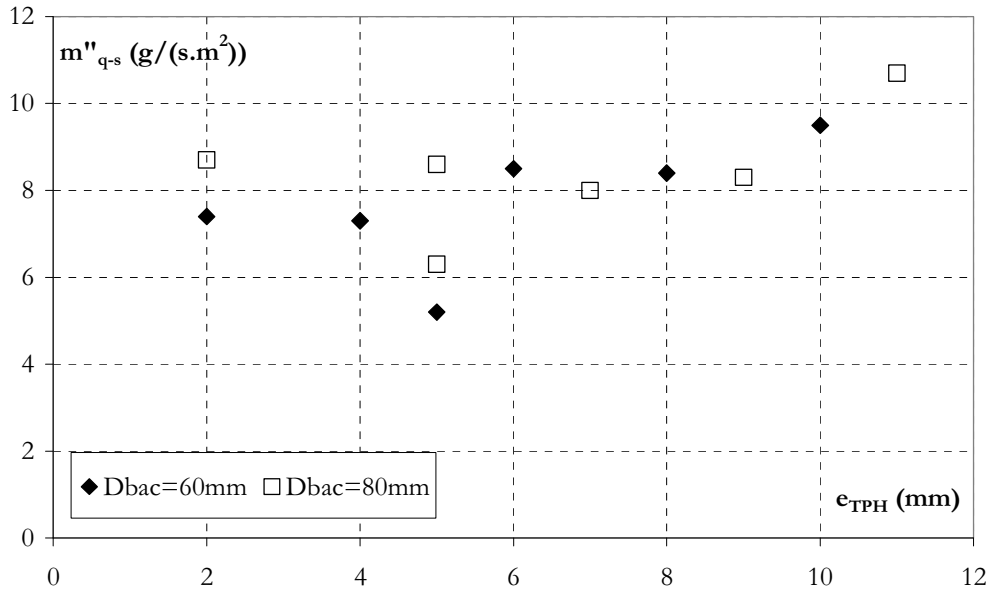


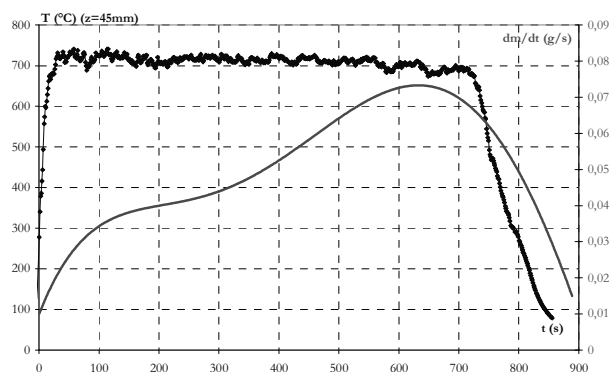
Figure C-21: Evolution du débit de perte de masse surfacique calculée sur la phase stationnaire en fonction de l'épaisseur initiale de combustible

### C.III.3 Influence du montage expérimental

Afin de travailler sur une phase stationnaire assez longue et si possible de faire disparaître le second régime de combustion observé jusqu'à présent, différentes solutions sont envisagées: immersion du bac en acier dans de l'eau ou dans du sable, ou changement du matériau du bac (utilisation de bacs en pyrex). Ces tests sont aussi réalisés en atmosphère libre. Le paramètre conservé pour les différents essais est le rapport de l'épaisseur initiale de combustible liquide (5 mm) sur la hauteur de bac (20 mm):  $e_{TPH}/H_{bac} = 0,25$ . Un test "bac acier" est pris pour référence pour la comparaison avec les différentes solutions proposées ci-dessus, il s'agit de l'essai mené avec le bac acier de diamètre  $D_{bac} = 80$  mm, avec  $e_{TPH} = 5$  mm (test D80\_H5).

#### Immersion du bac acier dans de l'eau:

La première solution envisagée est l'immersion du bac acier (test D80\_H5) dans un bac de plus grand diamètre ( $D_{bac\ eau} = 120$  mm) contenant de l'eau ( $H_{eau} = 20$  mm) pour le refroidir. Pour ce test, visuellement les deux régimes de combustion ne sont pas observés: la flamme reste accrochée à la surface du combustible liquide avec une hauteur constante. La Figure C-22 donnant les évolutions temporelles du débit de perte de masse et de la température à  $z = 45$  mm ( $z = 0$  mm correspond au fond du bac) montre que cette solution permet de travailler sur une phase quasi-stationnaire sur les températures. Cependant, le débit de perte de masse montre deux régimes contrairement à ce qui était attendu. Ce phénomène s'explique par le fait que la température de l'eau augmente de manière significative pendant l'essai (jusqu'à 70°C dans l'espace annulaire), l'eau s'évapore, son ébullition peut même être observé près des parois du bac acier. L'augmentation du débit de perte de masse observé sur la Figure C-22 est donc due à la perte de masse de l'eau.



**Figure C-22: Evolutions temporelles du débit de perte de masse et de la température dans l'axe du panache à  $z=45\text{mm}$  pour un bac en acier de diamètre 80 mm immergé dans un bac d'eau de 120 mm de diamètre**

Le premier régime visualisé correspond au premier régime de combustion observé pour le bac acier D80\_H5 dans la partie précédente ( $\dot{m}_{q-s} \sim 33 \text{ mg.s}^{-1}$ ).

Cette solution ne permettant pas de suivre en ligne la perte de masse du combustible, elle ne peut être envisagée sans modification technologique (par exemple, circulation d'eau autour du bac acier, afin que celle-ci n'ait pas le temps de monter en température et donc de s'évaporer). Une autre étude de faisabilité serait alors nécessaire.

#### **Isolation du bac acier dans du sable:**

La deuxième solution envisagée est l'isolation du bac acier (test D80\_H5) dans un bac de diamètre  $D_{\text{bac sable}} = 190 \text{ mm}$  contenant du sable de chantier relativement humide ( $\lambda_{\text{sable}} = 2,7 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ). Qualitativement, la hauteur de flamme reste constante au cours de l'essai, la flamme est accrochée au bord du bac. La Figure C-23 donne les évolutions temporelles du débit de perte de masse et de la température à  $z = 45 \text{ mm}$ . Une phase quasi-stationnaire est observée sur le signal de température. En revanche, cette phase n'est pas retrouvée sur l'évolution du débit de perte de masse. En effet, après une rapide mise en régime, le débit de perte de masse augmente fortement jusqu'à atteindre une valeur maximale de  $\sim 0,08 \text{ g.s}^{-1}$ . Cette variation en début de feu s'explique par l'évaporation de l'eau présente dans le sable. Après ce pic, une phase quasi-stationnaire est observée. Ce régime de brûlage ne correspond pas au régime 1 de combustion observé pour le bac acier. En effet, le débit de perte de masse calculé sur cette période est légèrement supérieur ( $\dot{m} \sim 36 \text{ mg.s}^{-1}$ ) à celui trouvé pour le test D80\_H5. Comme pour le refroidissement du bac avec de l'eau, cette solution ne semble pas appropriée et n'est donc pas retenue.

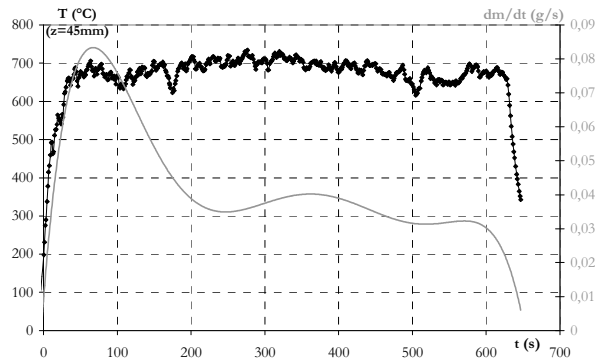


Figure C-23: Evolutions temporelles du débit de perte de masse et de la température dans l'axe du panache à  $z=45\text{mm}$  pour un bac en acier de diamètre 80 mm immergé dans un bac de sable de 190 mm de diamètre

### Changement du matériau du bac utilisé:

La Figure C-24 présente les résultats obtenus pour la dernière solution envisagée, le changement de matériau du bac. Un bac en pyrex de diamètre égal à 89 mm est alors utilisé ( $\rho_{\text{bac pyrex}} = 2230 \text{ kg.m}^{-3}$ ,  $\lambda_{\text{bac pyrex}} = 1,13 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ). Avec ce bac, une phase quasi-stationnaire est observée aussi bien pour les signaux de températures que pour le signal de perte de masse. Le débit de perte de masse calculé sur cette phase semble correspondre à celui estimé pour le test D80\_H5 sur le premier régime de combustion (Figure C-25).

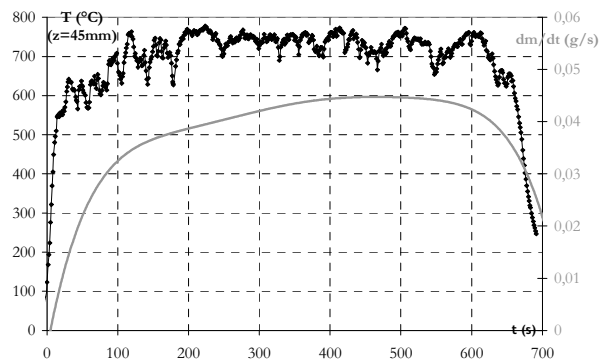


Figure C-24: Evolutions temporelles du débit de perte de masse et de la température dans l'axe du panache à  $z=45\text{mm}$  pour un bac pyrex de diamètre 89mm

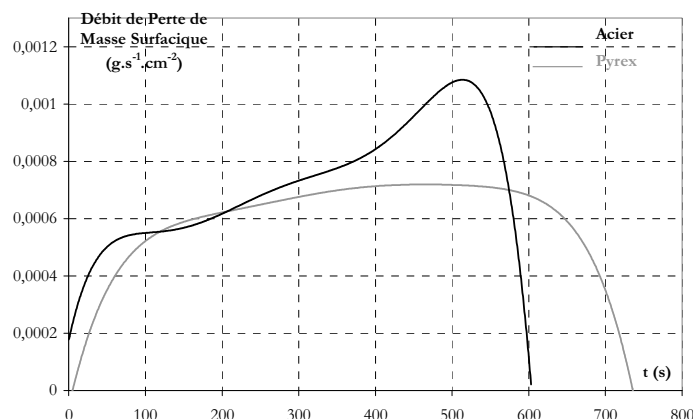


Figure C-25: Comparaison des évolutions temporelles des débits de perte de masse surfacique calculés pour le bac acier ( $D_{\text{bac}} = 80 \text{ mm}$ ) et pour le bac pyrex ( $D_{\text{bac}} = 89 \text{ mm}$ )

Visuellement, la Figure C-26 montre que la flamme est située sur le bord du bac pyrex. Quantitativement, ce phénomène est également observé. En effet, la Figure C-27 donne l'évolution temporelle de la température mesurée à  $h = 20 \text{ mm}$ , autrement dit juste au bord du bac. Ce graphe montre une chute de cette température à partir d'environ 100 secondes après l'allumage, ce qui veut dire que le thermocouple ne se trouve plus dans la flamme mais dans la colonne de gaz entre combustible liquide et flamme. Le bac pyrex utilisé va donc se comporter comme un brûleur sur la phase quasi-stationnaire de l'essai.



Figure C-26: Photographie de la flamme pour le bac pyrex ( $D_{\text{bac}} = 89 \text{ mm}$ ) à  $t = 400\text{s}$

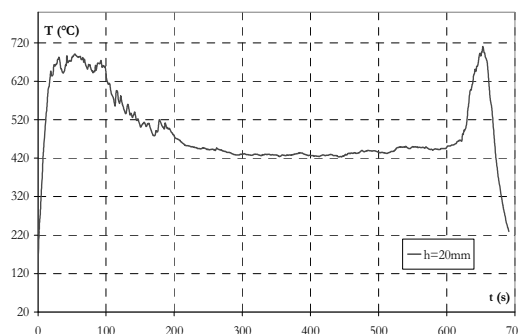


Figure C-27: Evolution temporelle de la température mesurée juste au bord du bac pyrex

Après les différentes séries de tests réalisées en atmosphère libre avec refroidissement du bac acier par de l'eau ou son isolation par l'emploi de sable, la solution retenue est l'utilisation de bacs en pyrex afin d'éviter l'apparition des deux régimes de combustion (Figure C-24). Cette solution technologique permet de travailler sur une phase stationnaire pour laquelle une puissance de foyer peut être facilement calculée (perte de masse directement estimée en ligne).

Ces différents essais montrent que deux régimes de combustion peuvent être rencontrés pour lesquels la flamme demeure à l'intérieur du bac, ou se déplace et s'accroche aux parois du bac. Pour les situations où la flamme est accrochée au bac, les propriétés thermiques du bac ont une forte influence sur le régime de combustion. Le choix du pyrex (matériau peu conducteur) permet de simuler un régime de combustion stationnaire avec accrochage de la flamme aux bords du bac.

Dans les paragraphes qui suivent, les fumées sont donc produites par la combustion du Tétra Propylène Hydrogéné versé au préalable dans un bac pyrex de diamètre égal à 89 mm.

L'épaisseur initiale du combustible est gardé constante ( $e_{TPH} = 5 \text{ mm}$ ). Les essais de la première campagne (bacs de hauteur non maîtrisée) sont aussi utilisés dans les études de l'écoulement à la porte et du panache déversant.

## C.IV Le local "source"

Ce paragraphe présente la caractérisation du panache de fumées issu de la combustion d'un feu de bac de TPH en atmosphère libre, puis dans le local "source".

### C.IV.1 Caractérisation du panache en atmosphère libre

La caractérisation du panache de fumées est réalisée sur un des essais décrit dans le paragraphe précédent. Le diamètre de bac est de 89 mm, le bac utilisé est un bac pyrex contenant 5 mm de TPH avant l'allumage. Le protocole expérimental est celui présenté sur la Figure C-13. Le panache thermique est caractérisé au travers du profil vertical de températures.

Dans la figure ci-dessous les courbes caractéristiques de températures dans l'axe de la flamme et du panache ascensionnel sont données et comparées à la corrélation de McCaffrey 1979.

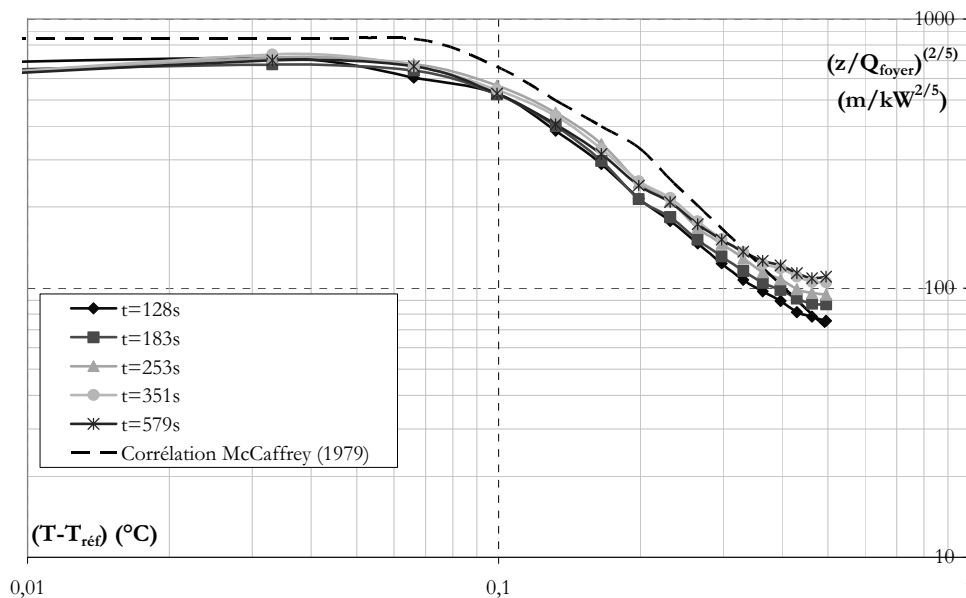


Figure C-28: Profils de températures dans l'axe de la flamme et du panache

Les expériences de McCaffrey sont réalisées avec du méthane en tant que combustible. Dans son modèle, il distingue trois zones différentes: la région de flamme continue, la zone de flamme intermittente et la région du panache thermique. Il donne entre autre dans son modèle l'expression de l'écart de température entre le panache sur son axe central et la température du milieu environnant.

$$\Delta T_0 = \left( \frac{\kappa}{0,9 \sqrt{2g}} \right)^2 \left( \frac{z}{\dot{Q}^{2/5}} \right)^{2\eta-1} T_\infty \quad \text{Équation C-5}$$

Q étant la puissance totale du foyer. Les deux constantes apparaissant dans les formules ci-dessus sont données dans le tableau ci-dessous selon la région considérée :



Région considérée	$\frac{z}{2} \left( \frac{\text{m.kW}^{-2/5}}{\dot{Q}^5} \right)$	$\eta$	$\kappa$
Flamme continue	< 0.08	1/2	6.8
Flamme intermittente	0.08 – 0.2	0	1.9
Panache	> 0.2	-1/3	1.1

Tableau C-5: Modèle de panache de McCaffrey, définition des trois régions

D'après la Figure C-28, un bon accord est constaté entre la corrélation de McCaffrey et les mesures expérimentales dans la zone de panache. Les écarts apparaissant dans la zone de flamme continue sont dus à la mesure de température effectuée par des thermocouples de type K de diamètre 1.5 mm qui ne sont pas assez précis pour des mesures de températures de flamme (mesure maximale mesurée à ~700°C).

#### C.IV.2 Le phénomène de remplissage

L'objectif est d'étudier les spécificités apportées par les effets thermiques et la combustion sur le processus de remplissage. Les informations analysées sont les profils verticaux de températures dans le local "source".

Mowrer 1999 étend des modèles déjà existants dans la littérature permettant de calculer la température de la couche chaude de fumées et la descente de l'interface thermique. Son analyse montre que le processus de remplissage dans un local confiné peut être décrit à partir de deux phénomènes différents: l'expansion thermique des gaz chauds et l'entraînement d'air dans le panache thermique. D'autres études comme celles de Delichatsios 2003, 2004 proposent des solutions approchées pour le temps de remplissage et la température de la couche chaude supérieure, en prenant en compte le terme d'expansion dans le local "source" et les pertes thermiques au niveau des parois.

Le phénomène de remplissage est étudié pour un diamètre de bac ( $D_{\text{bac}} = 100 \text{ mm}$ ). Le débit de perte de masse relevé pour cet essai est égal à 0.05 g/s, ce qui donne une puissance au foyer d'environ 2 kW. L'essai est réalisé pour étudier le phénomène de remplissage dans le local "source" avec la présence de la porte ouverte.

Le schéma présenté sur la Figure C-29 donne le positionnement des thermocouples pour cette étude. Onze thermocouples sont placés sur une perche située côté opposé de l'emplacement de la porte dans un coin de la maquette. Ces thermocouples sont répartis sur la perche aux différentes hauteurs: 790 mm, 780 mm, 760 mm, 730 mm, 650 mm, 600mm, 550 mm, 500 mm, 430 mm, 335 mm et 250 mm.

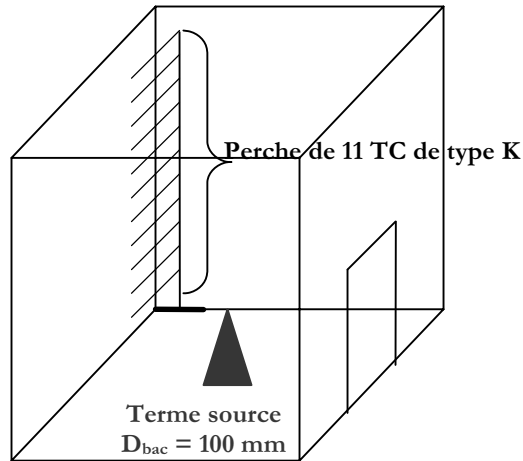


Figure C-29: Schéma représentant la disposition des thermocouples pour l'étude du processus de remplissage

La Figure C-30 représente l'évolution temporelle des températures mesurées sur la perche placée dans le local "source" comme montré schématiquement ci-dessus. La température maximale est relevée par le thermocouple placé le plus haut dans le local ( $T_{\max} \sim 100^{\circ}\text{C}$ ). De plus, cette évolution temporelle permet de visualiser différentes phases caractéristiques: une première caractérisée par une montée en température correspondant à l'allumage, une phase quasi-stationnaire est ensuite observée, avant l'extinction du feu de nappe.

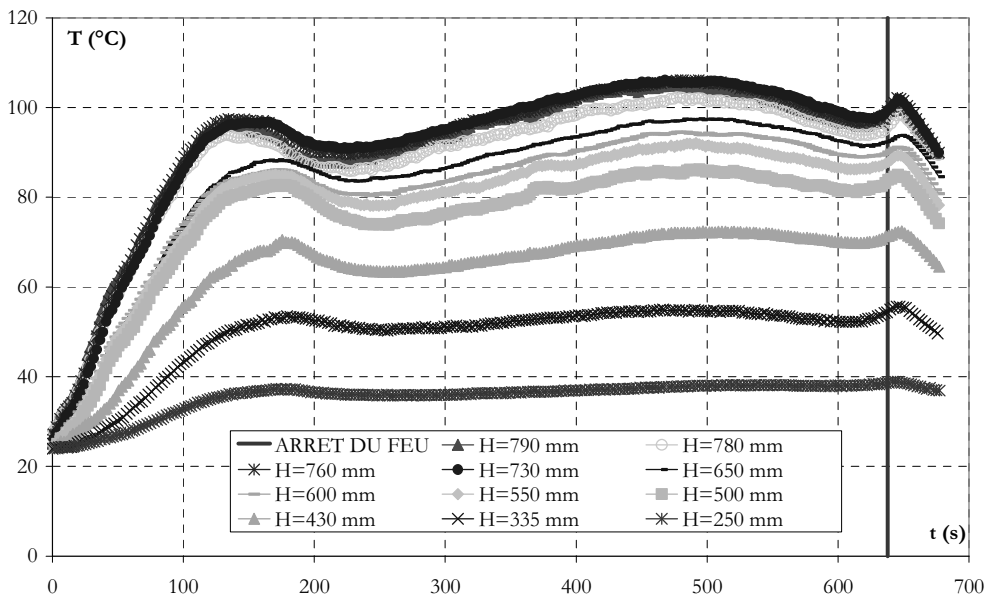


Figure C-30: Evolution temporelle des températures mesurées sur la perche dans le local "source"

A partir de l'évolution temporelle des températures, les profils verticaux de températures peuvent être extraits pour différents instants (Figure C-31). La descente du front de fumées est très rapide et ne peut être visualisée sur les premiers profils. Ensuite, la fumée s'accumule progressivement dans le local. Les profils montrent un gradient vertical en température important, illustrant une stratification des fumées. La température est maximale en partie haute au niveau de l'écoulement sous le plafond ("ceiling jet"). Ce gradient de température est dû d'une part aux mécanismes d'entraînement d'air et d'autre part aux pertes thermiques (par conduction)

au niveau des parois latérales. La répartition en deux zones distinctes, couche chaude, couche froide, n'est pas retrouvée. Ce comportement est typique de celui observé dans les essais réels mettant en jeu des puissances importantes rapportées au volume du local (cf. Chapitre D: ).

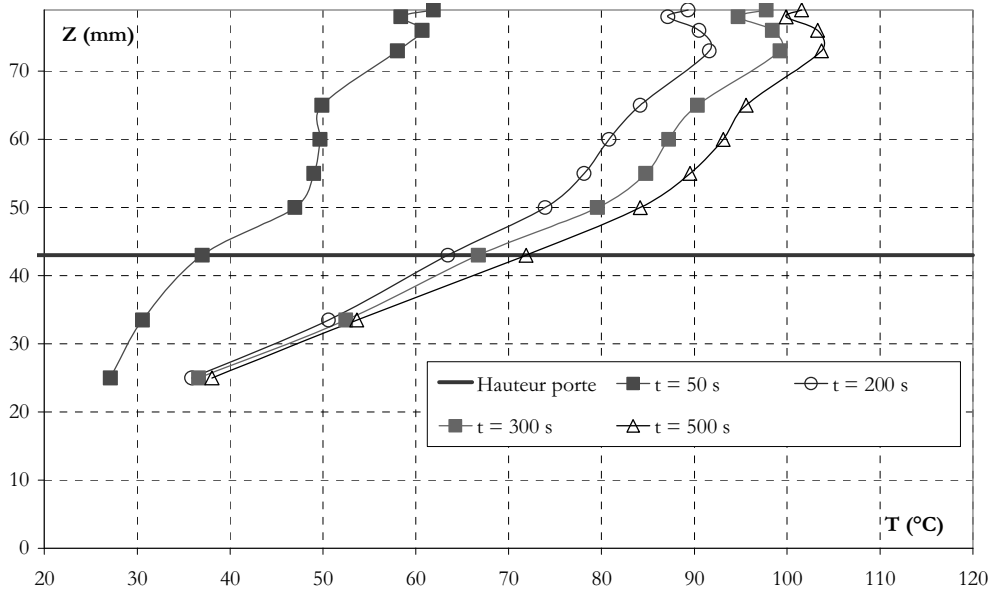


Figure C-31: Profils de température suivant la hauteur dans le local "source"

## C.V L'écoulement de fumées à la porte

L'objectif de cette partie est d'une part de caractériser géométriquement l'écoulement au niveau de l'ouverture (épaisseur de la couche de fumées à la porte), et d'autre part d'estimer la puissance convective à la porte.

### C.V.1 Le dispositif expérimental

Le dispositif expérimental est celui décrit dans le paragraphe C.II p.92. Pour cette étude, la perte de masse est mesurée, l'écoulement à la porte est analysé à partir de mesures de températures (Figure C-32) et de vitesses (PIV, Figure C-33). Des visualisations sont exploitées pour la détermination de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte.

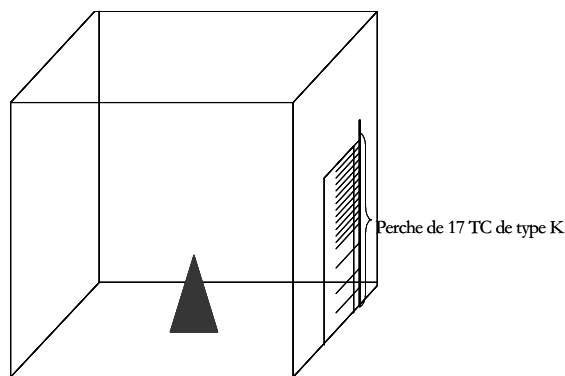


Figure C-32: Schéma du dispositif de mesures des températures dans l'axe de la porte

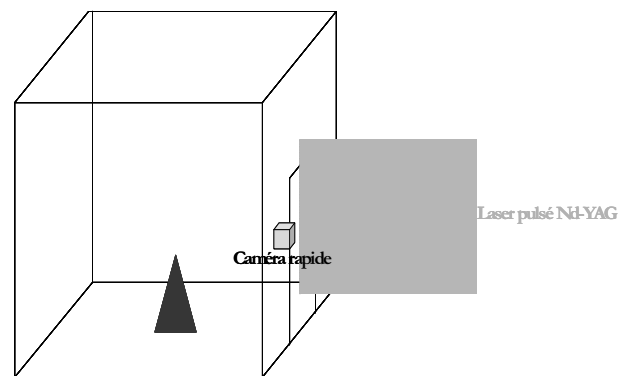


Figure C-33: Schéma du dispositif de mesures des vitesses dans l'axe de la porte par PIV

Pour cette étude, six essais sont réalisés pour quatre diamètres de bac, soit pour quatre niveaux de puissance totale de foyer. La grille d'essais est donnée dans le Tableau C-6:

	$D_{\text{bac}}$ (mm)	$t_f$ (s)	$\dot{m}_{\text{foyer}}$ (g/s)	$Q_{\text{foyer}}$ (kW)
D70_1	70	495	0.034	1.52
D70_2		502	0.030	1.35
D100_1	100	598	0.053	2.36
D100_2		622	0.055	2.44
D130_1	130	494	0.12	5.4
D89_pyrex	89	625	0.04	1,8

Tableau C-6: Grille des essais menés sur l'écoulement à la porte pour l'approche thermique

### C.V.2 Les résultats

La Figure C-34 et la Figure C-35 montrent la morphologie de l'écoulement obtenu au niveau de l'ouverture. Dans le plan vertical (Figure C-34), un rayon de courbure à la porte est observé; l'épaisseur de la couche de fumées est facilement mesurable. Dans le plan horizontal (Figure C-35) réalisé juste en haut de la porte, l'écoulement semble symétrique par rapport à l'axe de la porte, des tourbillons sont observés ce qui lui donne un caractère turbulent.



Figure C-34: Image obtenue par tomographie laser dans le plan vertical perpendiculaire à la porte dans son axe

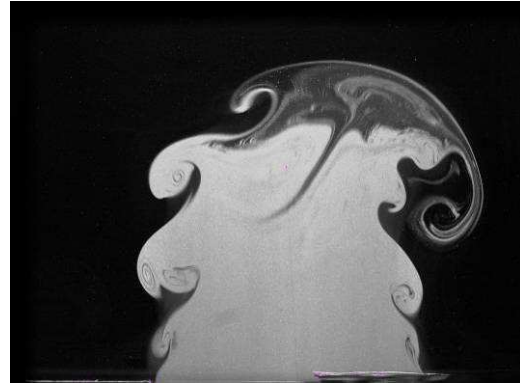


Figure C-35: Image obtenue par tomographie laser dans le plan horizontal perpendiculaire à la porte à  $z = 43$  cm (haut de la porte)

L'évolution temporelle des températures mesurées dans l'axe de la porte est donnée dans la Figure C-36. Cette évolution montre que l'écoulement n'est pas stationnaire à la porte, la température augmente de façon continue jusqu'à l'extinction du feu. La température maximale est relevée en haut de la porte.

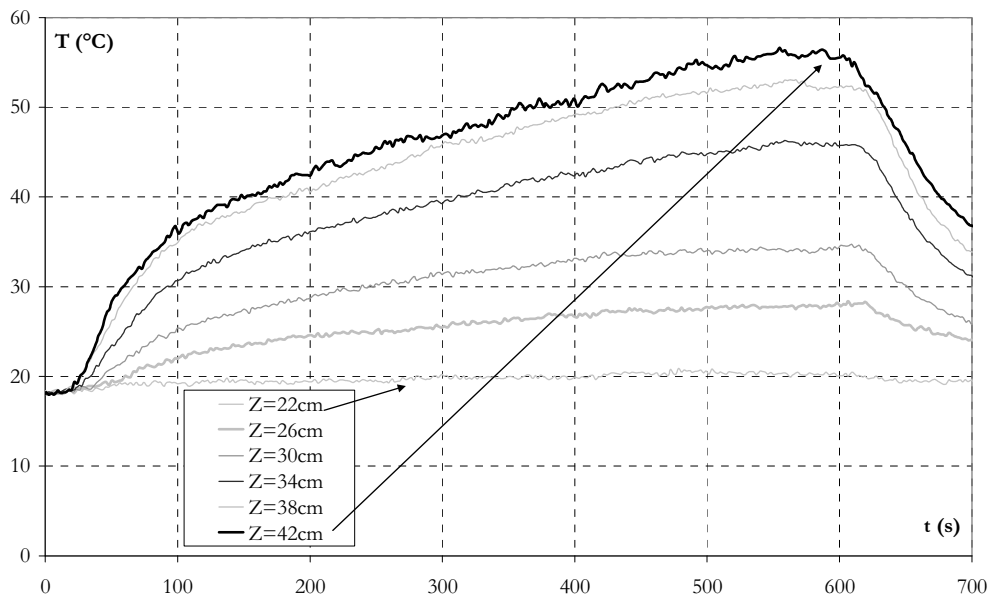


Figure C-36: Evolution temporelle des températures dans l'axe de la porte (D89\_pyrex)

A partir de ces évolutions temporelles, des profils verticaux de température sont extraits pour différents temps. Le gradient vertical important déjà observé lors du remplissage dans le local "source" est retrouvé au niveau de l'ouverture. La température maximale est relevée en partie haute de l'épaisseur de couche de fumées. La température diminue linéairement jusqu'au niveau de l'interface. Ensuite la température est constante et égale à la température de l'environnement.

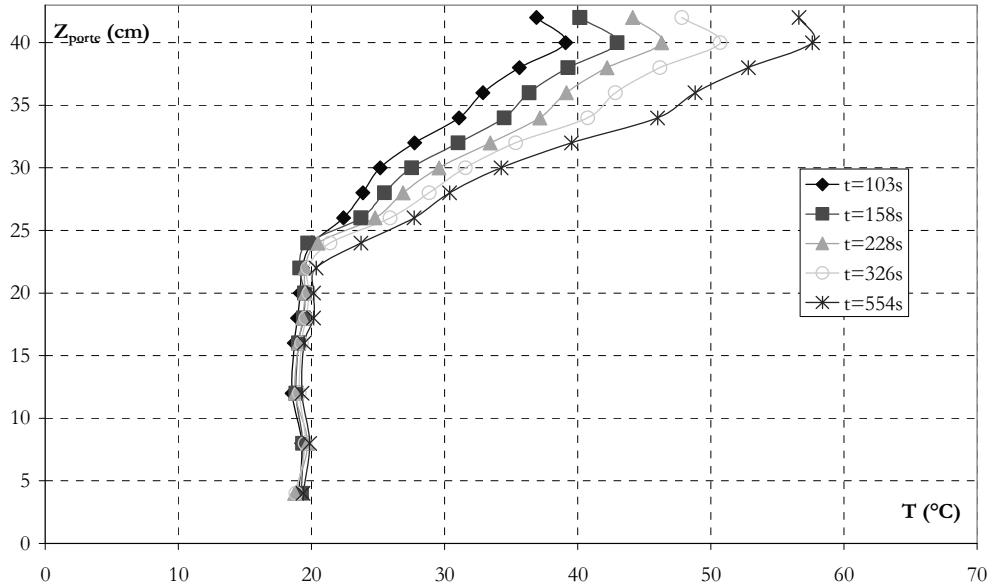


Figure C-37: Profils de températures dans l'axe de la porte (D89\_pyrex)

Ce gradient vertical de température est le résultat des échanges thermiques qui se produisent lors du remplissage dans le local "source". En effet, les pertes thermiques aux parois ainsi que l'entraînement d'air favorisent l'apparition de ce type de profil.

Pour préciser la nature de l'écoulement à la porte, les profils de vitesse sont analysés. La Figure C-38 présente une cartographie des vitesses moyennes pour un instant donné. A partir de ces mesures PIV, des profils de vitesses sont extraits pour différents instants de l'essai. La Figure C-39 présente les profils verticaux de vitesse relevés dans l'axe de la porte. Pour ces profils, seule la composante horizontale de vitesse est prise en compte. La vitesse maximale est relevée en partie haute de l'écoulement. Le profil de vitesses (composante horizontale) présente un caractère linéaire quelque soit l'instant choisi. Or, la relation de Bernoulli prédit une dépendance de la vitesse en  $z^{1/2}$  si l'écart relatif des masses volumiques est constant. Pour ces essais, cet écart varie linéairement avec  $z$ , ce qui explique la forme du profil de vitesse obtenue.

En partie basse de la porte, l'écoulement de retour d'air frais ( $T_{\text{retour}} \sim 20^{\circ}\text{C}$ ) suggéré par les profils de température est confirmé. La Figure C-39 montre des vitesses négatives au bas de la porte, ce qui prouve la présence d'un écoulement de retour d'air frais dans le local "source". Cet écoulement de retour est induit par le processus de combustion.

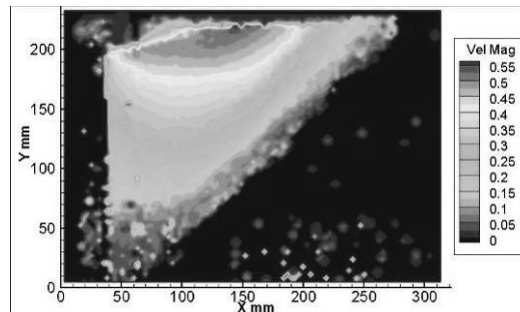


Figure C-38: Cartographie de la vitesse moyenne au niveau de l'écoulement à la porte (mesures PIV) pour  $t \sim 280$  s (D89\_pyrex)

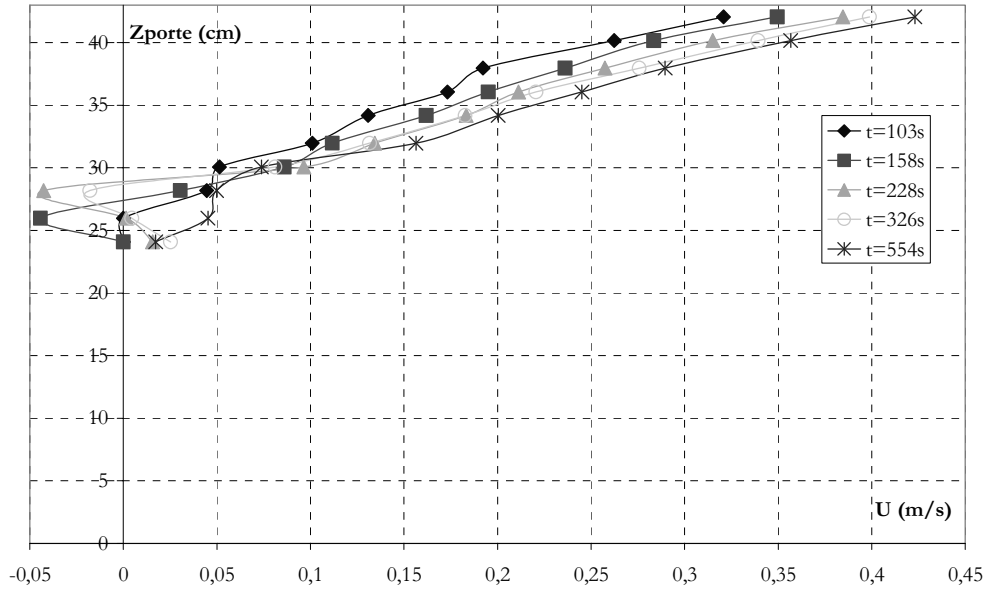


Figure C-39: Profils de vitesses (composante horizontale) obtenu par PIV dans l'axe de la porte (D89\_pyrex)

Les données expérimentales du profil de vitesse sont comparées au profil exprimé en fonction de l'écart de masse volumique par la relation de Bernoulli:

$$\frac{U}{U_{max}} = \sqrt{\frac{\Delta\rho/\rho(z).z}{\left(\Delta\rho/\rho(z).z\right)_{max}}} \quad \text{Équation C-6}$$

Les résultats présentés sur la Figure C-40 montrent un bon accord dans la plage très limitée de hauteur z, et confirment que la vitesse de l'écoulement est pilotée par l'écart relatif de masse volumique.

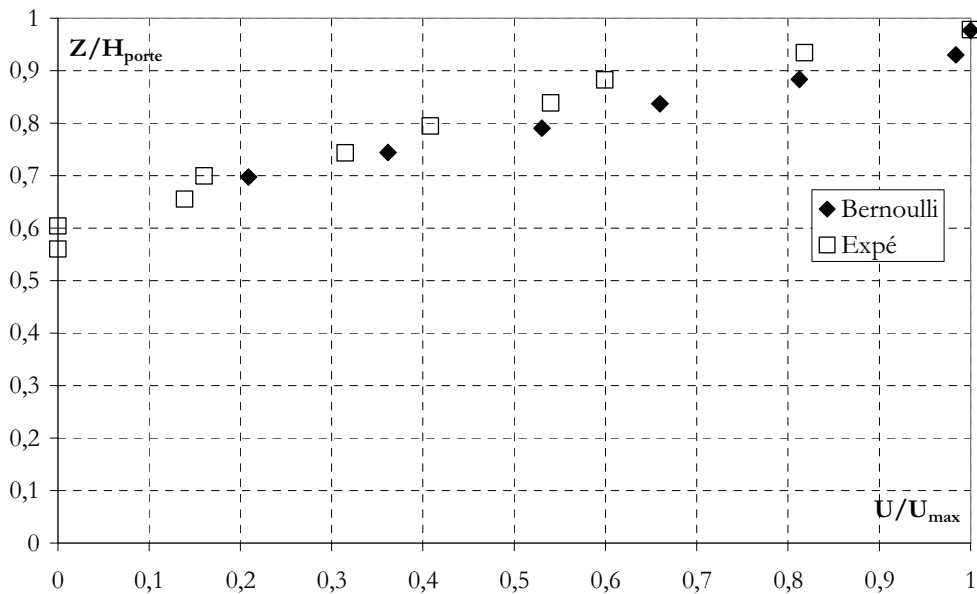


Figure C-40: Profils de vitesse sans dimension à la porte (pour t = 103 s) (D89\_pyrex)

D'après les profils de vitesses donnés dans la Figure C-39, la hauteur du plan neutre au niveau de l'ouverture est environ égale à 28 cm.

La Figure C-41 donne les profils horizontaux de vitesses (seulement la composante horizontale est prise en compte dans ces profils) relevés juste en haut de la porte. Ces profils montrent que l'écoulement est symétrique. Les valeurs maximales mesurées dans les profils verticaux (Figure C-39) sont retrouvées dans le graphe ci-dessous.

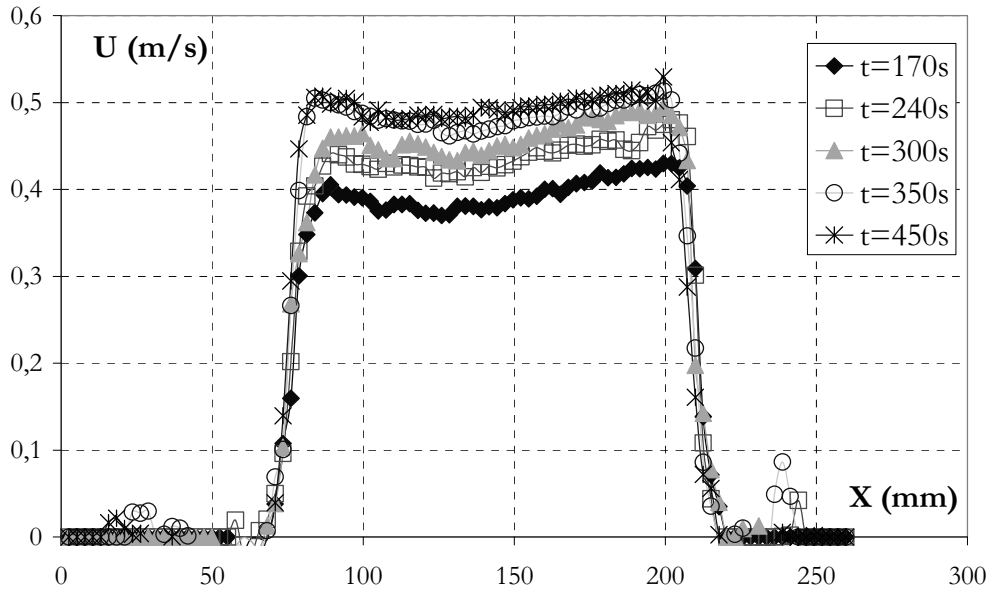


Figure C-41: Profils de vitesses (composante horizontale) obtenus dans le plan horizontal dans l'écoulement en haut de la porte (obtenus par PIV)

L'épaisseur de la couche de fumées à la porte est estimée à partir des profils de températures ou à partir d'images obtenues par visualisations par tomographie laser. En effet, l'écoulement de fumées à la porte est caractérisé par un profil vertical de température permettant d'identifier l'interface entre le flux sortant et celui entrant (Figure C-37). Les visualisations par tomographie laser réalisées dans le local "cible" permettent également de déterminer cette épaisseur. Cette méthode a déjà été expliquée dans le Chapitre B: .

Les résultats sont récapitulés dans le Tableau C-7. L'écoulement sortant occupe environ 20% de la hauteur de la porte pour les essais à 1 kW de puissance au foyer ( $D_{bac} = 70$  mm). Le même ordre de grandeur est observé pour les essais réalisés à 2 kW ( $D_{bac} = 100$  mm). Pour une puissance de feu de 5,4 kW ( $D_{bac} = 130$  mm), l'épaisseur des fumées atteint alors 30%. Dans la gamme de puissances testées, l'épaisseur de la couche de fumées à la porte augmente faiblement avec la puissance du foyer. La comparaison entre les deux techniques de mesure montre que les épaisseurs obtenues à partir des profils de températures sont plus importantes que celles mesurées par traitement d'images. Ceci s'explique par la présence de poches de gaz frais dans le flux sortant non détectées par la technique de traitement d'images. Cette poche entraîne une séparation de l'écoulement en deux strates, une très chargée en suies, l'autre plus claire peu visible sur une image moyenne. En prenant en compte les barres d'erreur, l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  est environ égale à 1/3 de la hauteur de la porte, ce qui correspond à des résultats expérimentaux trouvés dans la littérature.



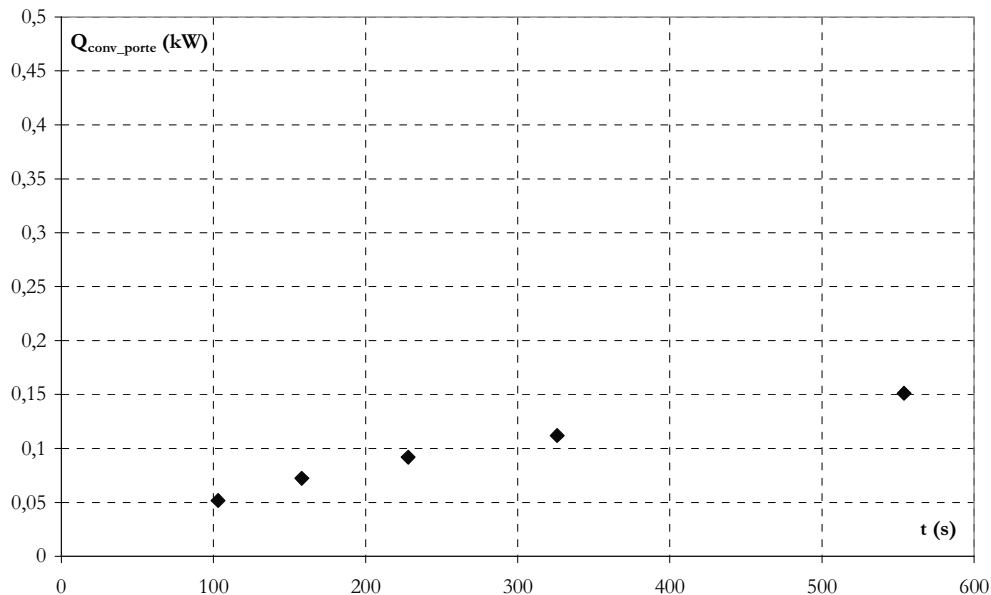
	D <sub>bac</sub> (mm)	Q <sub>foyer</sub> (kW)	ρ <sub>porte</sub> (kg/m <sup>3</sup> )	D <sub>0</sub> /H <sub>porte</sub>	
				Mesures TC	Traitement d'images
D70_1	70	1.52	~1.16	0.42	0.18
D70_2		1.35	~1.16	0.23	0.16
D100_1	100	2.36	~1.0.7	0.42	0.17
D100_2		2.44	~1.1	0.23	0.2
D130_1	130	5.4	~1.01	0.42	0.29
D89_pyrex	89	1,8	~1.15	0,42	

**Tableau C-7: Récapitulatif des rapports D<sub>0</sub>/H<sub>porte</sub> estimés à partir de deux techniques de mesures, en fonction de différentes puissances au foyer**

Après ces différentes séries de mesures, un couple de température moyenne (donc masse volumique moyenne) et de vitesse moyenne sur la couche de fumées à la porte {T<sub>porte</sub>, U<sub>porte</sub>} est obtenu. A partir du profil de vitesses, un débit volumique de fumées est estimé (à partir de la méthode d'intégration des trapèzes). Puis grâce à l'information en température, le débit massique des fumées à la porte est calculé. Ainsi, la puissance convective au niveau de l'ouverture peut être estimée, en utilisant l'Équation C-7.

$$Q_{conv\_porte} = \dot{m}_{porte} C_p (\Delta T)_{porte} \quad \text{Équation C-7}$$

La Figure C-42 donne l'évolution temporelle de la puissance convective à la porte correspondant aux profils de température et de vitesse donnés précédemment. Cette puissance augmente au cours du temps, il n'y pas de phase stationnaire. La valeur maximale atteinte est de 0.15 kW. Cette puissance est une moyenne calculée sur l'épaisseur de la couche de fumées à la porte.



**Figure C-42: Evolution temporelle de la puissance convective à la porte**

Le rapport des puissances convectives estimées à la porte et au foyer est calculé pour différents instants. La proportion de la puissance convective retrouvée à la porte est faible, entre

4 et 10 % suivant l'instant considéré. Ce résultat signifie que les pertes thermiques par conduction au niveau des parois latérales sont importantes dans le dispositif ( $e_{\text{parois}} = 15 \text{ mm}$  et  $\lambda_{\text{parois}} = 0.2 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ).

A partir des différentes valeurs de ce rapport, les pertes thermiques dissipées par les parois peuvent être grossièrement estimées à  $\sim 90\%$  en fin d'essai.

## C.VI Le panache de fumées déversant

L'objectif de ce paragraphe est de caractériser géométriquement le panache déversant induit par l'écoulement à la porte. Les caractéristiques recherchées sont la trajectoire de l'écoulement et son point d'impact au plafond du local "cible".

### C.VI.1 Le dispositif expérimental

Le dispositif expérimental est celui décrit dans le paragraphe C.II p.92. Pour cette étude, la perte de masse est mesurée, le panache déversant est analysé à partir de mesures de températures (Figure C-45) pour différentes hauteurs. Les essais présentés dans le Tableau C-6 p.112.

La Figure B-42 et la Figure B-43, présentent la disposition mise en place pour les essais présentés dans la grille. Les températures sont mesurées pour les premiers tests uniquement dans l'écoulement au plafond.

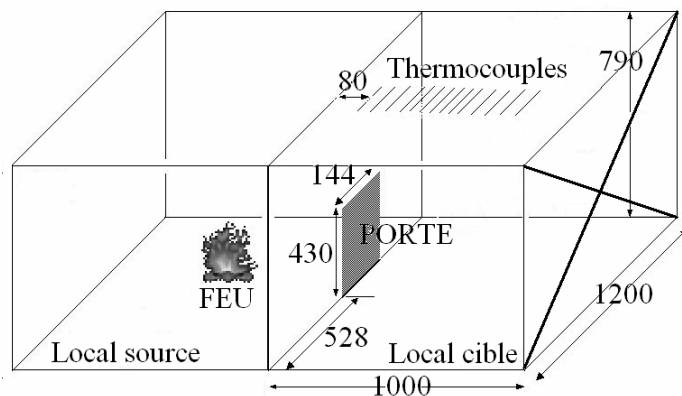


Figure C-43: Dispositif de mesures des températures au plafond du local "cible"(D70\_1 à D130\_1)

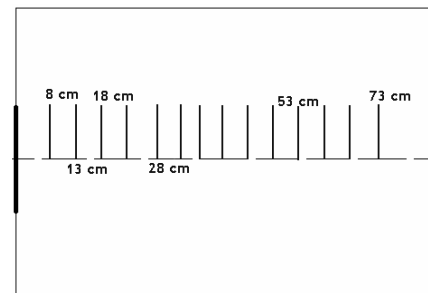


Figure C-44: Dispositif de mesures des températures au plafond du local vue du dessus (D70\_1 à D130\_1)

Pour le test réalisé avec le bac pyrex (D89\_pyrex), une grille de thermocouples, montrée sur la Figure C-44, est montée au niveau de l'axe de la porte (trois hauteurs différentes) afin d'obtenir les informations en températures sur toute la trajectoire du panache déversant.



Figure C-45: Dispositif expérimental de mesures de température par thermocouples dans le panache déversant ( $D_{bac} = 89 \text{ mm}$ ,  $Q_{foyer} = 1.8 \text{ kW}$ )

Des visualisations sont exploitées pour la détermination de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte.

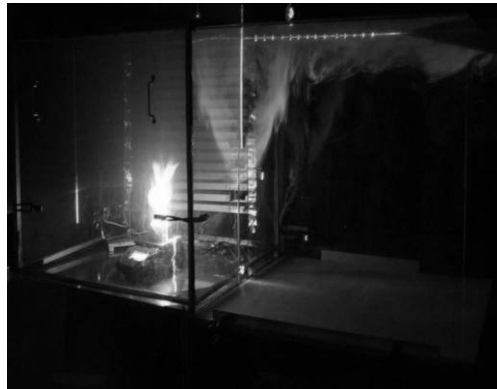


Figure C-46: Visualisation du déversement du panache dans le local "cible" ( $D_{Bac} = 70 \text{ mm}$ )

Des tentatives de mesures de température de surface au niveau de l'impact du panache déversant au plafond sont réalisées par thermographie infra rouge. Le dispositif utilisé est présenté sur la Figure C-47:

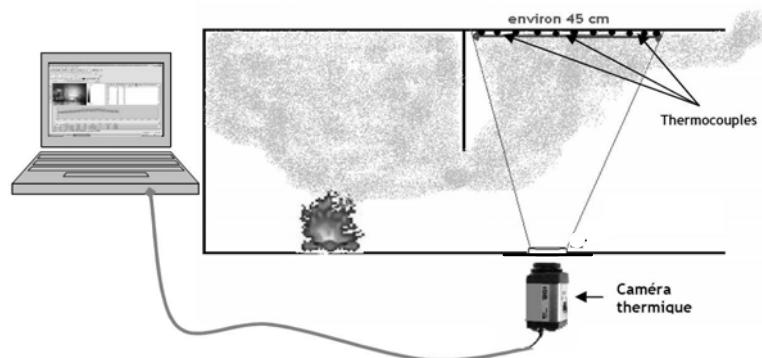


Figure C-47: Dispositif expérimental utilisé pour les tentatives de mesures de températures de surface par thermographie infra rouge

### C.VI.2 Les résultats

Avant de s'intéresser aux caractéristiques géométriques recherchées (trajectoire et position du point d'impact), la morphologie de l'écoulement est étudiée à partir de visualisations par tomographie laser dans le local "cible", dans le plan vertical perpendiculaire dans l'axe de la porte et dans des plans horizontaux perpendiculaires à la porte pour différentes hauteurs. Pour l'ensemble des essais, les mêmes observations sont faites sur le comportement du panache de fumées dans le local "cible". Les visualisations par tomographie laser sont réalisées dans le plan vertical (Figure C-48). Le panache s'élève dans le local "cible" jusqu'à un point d'impact au plafond, puis l'écoulement horizontal sous le plafond est observé.



Figure C-48: Image obtenue par visualisation par tomographie laser réalisée dans le local "cible" ( $D_{Bac} = 130$  mm)

Dans les deux figures ci-dessous  $H$  correspond à la hauteur de la porte  $H_{porte} = 43$  cm et  $L$  correspond à la largeur du local  $L_{local} = 100$  cm.

Sur ces trajectoires d'intensité lumineuse maximales ou d'iso-intensité, le panache déversant possède un rayon de courbure important.

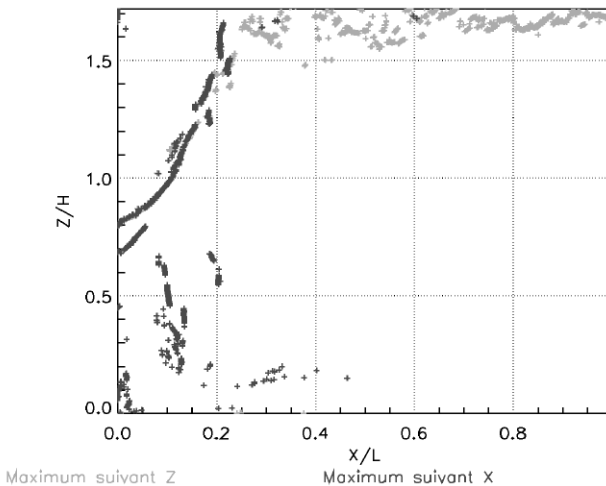


Figure C-49: Maximums d'intensité lumineuse mesurés sur les axes  $x$  et  $z$  du panache déversant pour  $D_{Bac} = 130$  mm

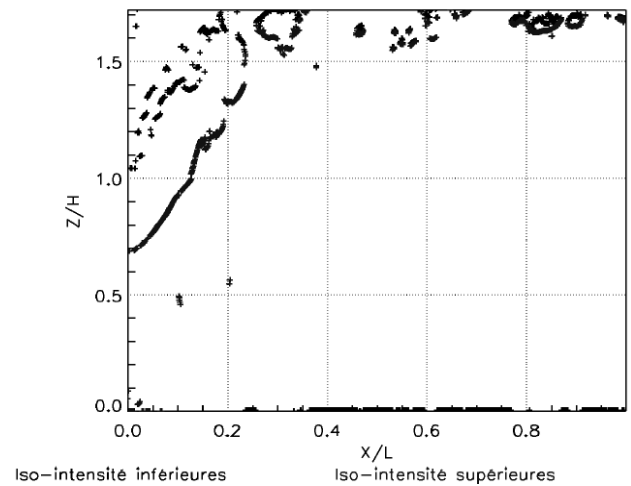


Figure C-50: Iso-intensités lumineuses mesurées dans le panache (valeur seuil = 100) pour  $D_{Bac} = 130$  mm

Les visualisations par tomographie laser réalisées dans les différents plans horizontaux sont données sur la Figure C-51 (ces images sont obtenues avec la caméra rapide). Dès la sortie de l'ouverture (pour  $z = 43$  cm), l'écoulement a la forme d'un jet plan. A partir d'une certaine hauteur ( $z$  compris entre 52 cm et 61 cm), la forme du panache déversant devient circulaire

comme pour un panache ascensionnel. La section au niveau de la zone d'impact est donc circulaire et est caractérisée par sa température maximale ou le point d'intensité lumineuse maximal.

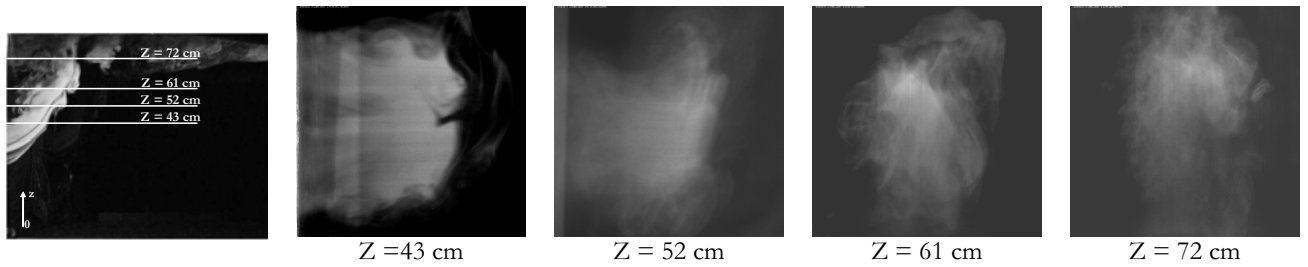


Figure C-51: Images obtenues par tomographie laser dans les plans horizontaux perpendiculaires à la porte pour différentes hauteurs ( $D_{Bac} = 89$  mm)

Les caractéristiques thermiques du panache déversant sont étudiées à partir des profils de températures, pour trois hauteurs différentes ( $z_1 = 46$  cm,  $z_2 = 61$  cm et  $z_3 = 79$  cm, dispositif présenté sur la Figure C-45).

Sur chacune des trois hauteurs le profil horizontal de température est donné. Un exemple est présenté sur la figure ci-dessous. La position de la température maximale est clairement identifiée. Elle s'éloigne progressivement du mur, illustrant la trajectoire du panache déversant (conforme aux observations visuelles).

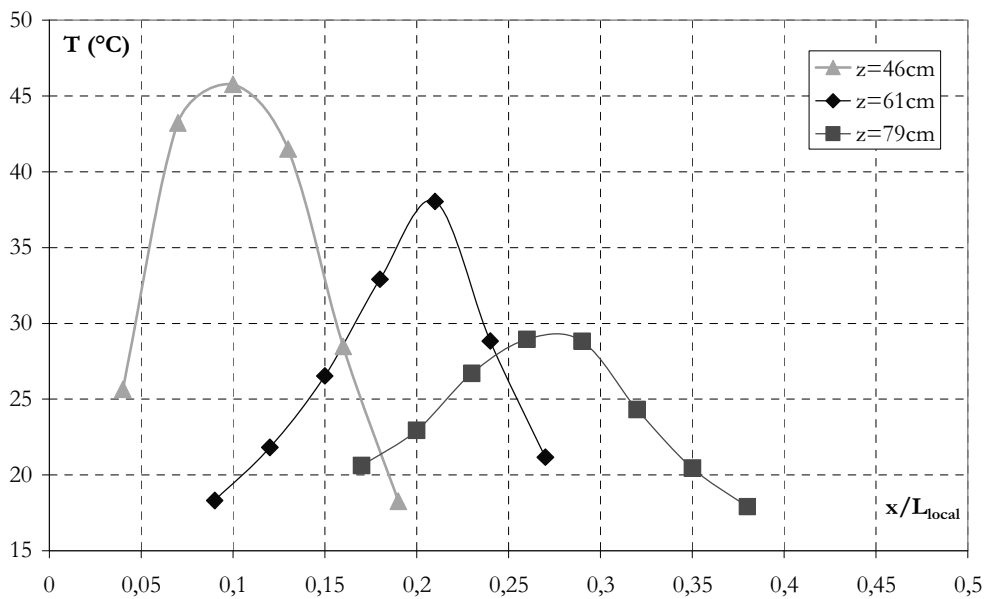


Figure C-52: Profils horizontaux de températures pour les différentes hauteurs pour  $t=300$ s (pour  $D_{bac} = 89$  mm,  $Q_{foyer} = 1.8$  kW)

Les profils sont également donnés sous forme adimensionnelle pour chacune des hauteurs (avec  $T_{\infty}$  la température ambiante et  $T_{max}$  la température maximale relevée à chaque instant) en fonction du rapport  $x/L_{local}$ .

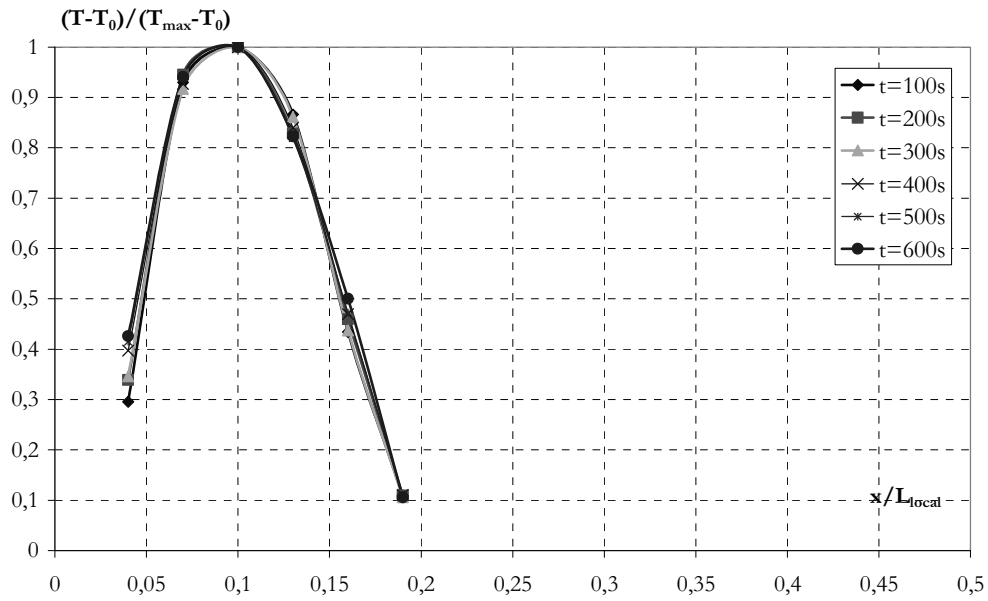


Figure C-53: Profils horizontaux de températures pour  $z_1 = 46$  cm pour un bac de diamètre 89 mm

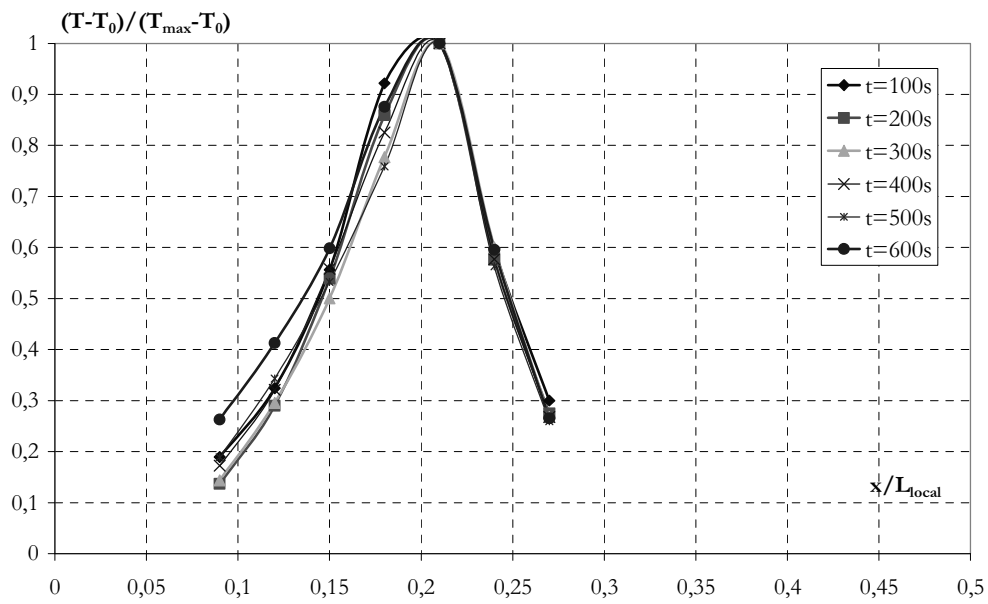


Figure C-54: Profils horizontaux de températures pour  $z_2 = 61$  cm pour un bac de diamètre 89 mm

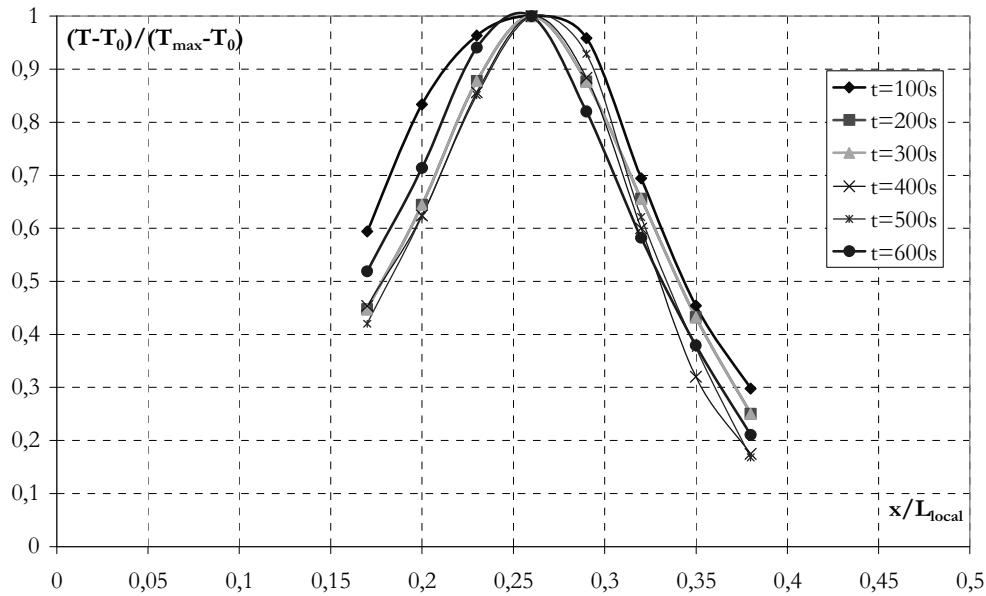


Figure C-55: Profils horizontaux de températures pour  $z_3 = 79$  cm pour un bac de diamètre 89 mm

Une parfaite analogie de comportement de l'écoulement est retrouvée pour chacun des instants.

A partir de ces profils horizontaux, la trajectoire des températures maximales peut être tracée pour les différents instants choisis (Figure C-56). Ces trajectoires se superposent pour chaque instant. D'après la Figure C-56, le panache impacte à environ 0.8 fois la hauteur du linteau. Pour les puissances étudiées, la trajectoire possède toujours un rayon de courbure et n'atteint jamais une ascension du fait de la hauteur limitée du linteau.

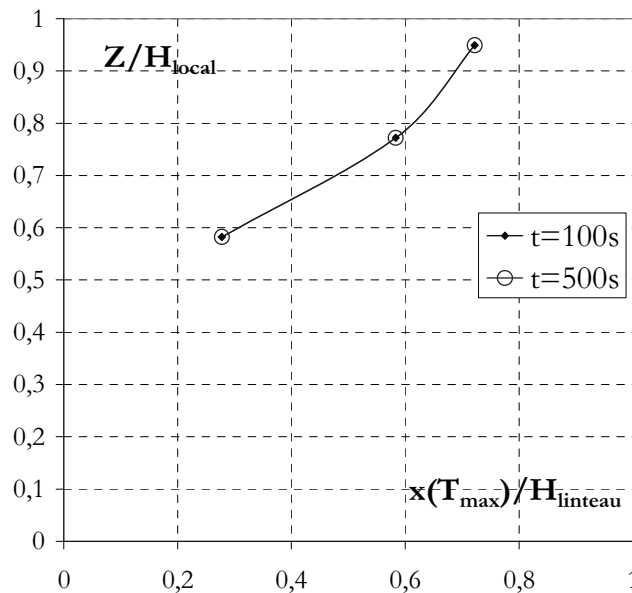


Figure C-56: Trajectoires des températures maximales du panache déversant pour différents instants pour  $D_{\text{Bac}} = 89$  mm (test D89\_pyrex)

La position du point d'impact du panache déversant au niveau du plafond du local "cible" est ensuite étudiée. Sur une période quasi-stationnaire, cette position est relevée pour différentes



puissances de foyer. Elle est obtenue par deux méthodes différentes: à partir des profils de températures ou à partir des profils d'intensité lumineuse.

La première méthode s'appuie sur les mesures de température. Les profils horizontaux de températures mesurées au plafond du local cible montrent l'existence d'une région où la température est maximale. Cette zone définit ainsi la position de l'impact des fumées et donc du panache déversant avec le plafond. Un exemple de profil de température est présenté Figure C-57. A chaque instant, la position de la température maximale est déterminée.

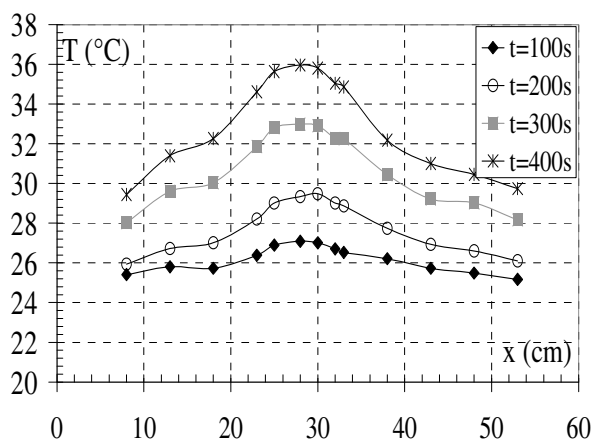


Figure C-57: Profils horizontaux de température au plafond dans l'axe de la porte (essai D70\_1)

La position du point d'impact est également déterminée à partir des profils d'intensité des images. Les valeurs sont données dans le Tableau C-8.

	$D_{bac}$ (mm)	$Q_{foyer}$ (kW)	$x_0/H_{lint}$	
			Mesures $T_{max}$ TC	Traitement d'images
D70_1	70	1.52	0.77	0.66
D70_2		1.35	0.77	0.71
D100_1	100	2.36	0.77	0.76
D100_2		2.44	0.69	0.69
D130_1	130	5.4	0.69	0.76
D89_pyrex	89	1,8	0.72	

Tableau C-8: Récapitulatif des rapports  $x_0/H_{lint}$  estimés à partir de deux techniques de mesures, en fonction de différentes puissances au foyer

Les deux techniques de mesure (traitement d'images et mesures de la température maximale par thermocouple) donnent des résultats identiques. La position du point d'impact des fumées au plafond se situe à environ 0,8 fois la hauteur du linteau au-dessus de la porte et ceci sur l'ensemble des tests. Elle semble augmenter légèrement avec la puissance du foyer.

Des mesures de températures par caméra infra rouge sont réalisées afin d'obtenir des informations complémentaires sur la zone d'impact au plafond du local "cible". Le dispositif utilisé est représenté schématiquement sur la Figure C-47.

La zone d'impact au niveau du plafond du local "cible" est visualisée en termes de flux surfacique rayonnés. La forme circulaire de cet impact déjà observée par tomographie laser est confirmée.

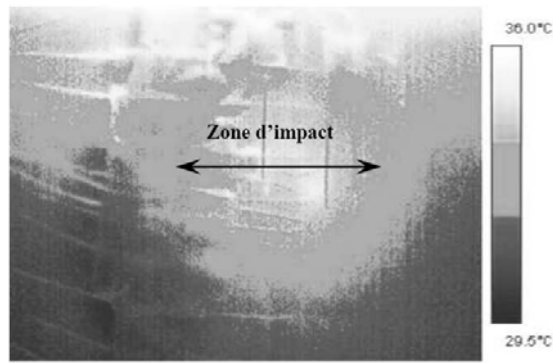


Figure C-58: Zone d'impact au plafond du local "cible" visualisée par la caméra infra rouge

En plus d'informations sur la géométrie de la zone d'impact au plafond, des visualisations par thermographie infra rouge permettent de localiser le panache déversant. Comme cela est observé dans la Figure C-59, les fumées ne sont pas transparentes dans la bande spectrale de fonctionnement de la caméra infra rouge ( $8 \mu\text{m} - 12 \mu\text{m}$ ), en raison principalement du rayonnement des suies.



Figure C-59: Image du panache déversant obtenue par caméra infra rouge ( $D_{\text{Bac}} = 100 \text{ mm}$ )

L'utilisation de la caméra thermique a pour avantage d'être une technique non intrusive et pertinente pour l'étude des écoulements de fumées. Elle permet de déterminer des températures de surface à condition de connaître l'émissivité de celle-ci. Elle peut être également utilisée pour caractériser un milieu semi-transparent tel que les fumées. Dans ce cas, la grandeur recherchée n'est pas une température de surface mais la variation des propriétés radiatives du milieu traversé (fumées).

## C.VII Confrontation des approches thermique et isotherme à échelle réduite

L'objectif de ce paragraphe est de rapprocher les résultats obtenus dans la partie "approche isotherme" à ceux présentés dans ce chapitre.

Plusieurs résultats ont été obtenus sur les différents écoulements étudiés: le processus de remplissage et de stratification, l'écoulement de transfert des fumées au niveau de l'ouverture et le panache déversant dans le local "cible", sur deux dispositifs à échelle réduite différents: la maquette isotherme et la maquette thermique. Sur une même échelle, la comparaison de ces résultats permet de voir dans quelle mesure l'utilisation de l'approche isotherme est pertinente pour l'étude des mouvements de fumées dans des volumes confinés.

### C.VII.1 Le local "source"

Concernant le terme source, sur les deux dispositifs une puissance convective relativement constante sur une phase quasi-stationnaire est simulée. Les deux termes source en champ proche ne peuvent pas être directement comparés en raison de leur différence de comportement. Le panache thermique ne possède pas de quantité de mouvement initiale et n'apporte pas de masse contrairement au jet d'air et d'hélium. Les confrontations ne sont envisageables uniquement pour les écoulements en champ lointain.

Pour les expériences de remplissage menées sur les deux dispositifs, les niveaux de masse volumique sont sensiblement différents. Sur la maquette isotherme, les tests sont menés uniquement en hélium pur, ce qui conduit à des niveaux de masse volumique pouvant atteindre  $0.2 \text{ kg/m}^3$  (Figure C-60). Sur la maquette thermique, le niveau de la masse volumique est étroitement aux pertes thermiques. Les valeurs obtenues sont supérieures à  $0.9 \text{ kg/m}^3$  (Figure C-61).

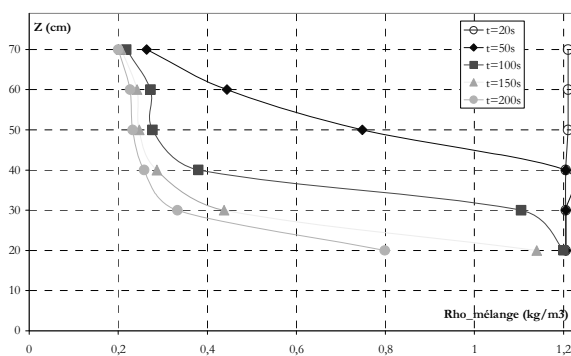


Figure C-60: Profils verticaux de masse volumique dans le local "source" confiné obtenus dans la maquette isotherme (Hélium pur)

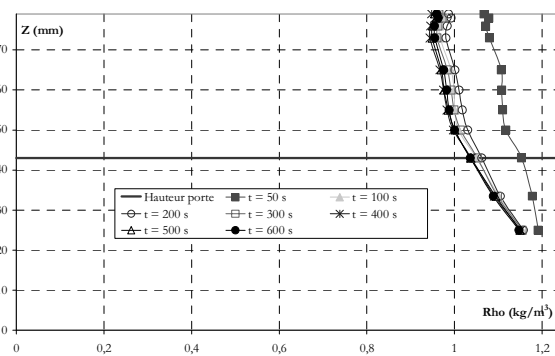


Figure C-61: Profils verticaux de masse volumique dans le local "source" semi-confiné obtenus dans la maquette thermique

Cependant, une comparaison de la forme des profils est proposée à partir d'une expression sans dimension (Figure C-62). Dans la maquette thermique, le profil présente un gradient vertical plus faible. Cette différence peut s'expliquer par la présence des pertes thermiques qui favorise le "refroidissement" de la couche de fumées.

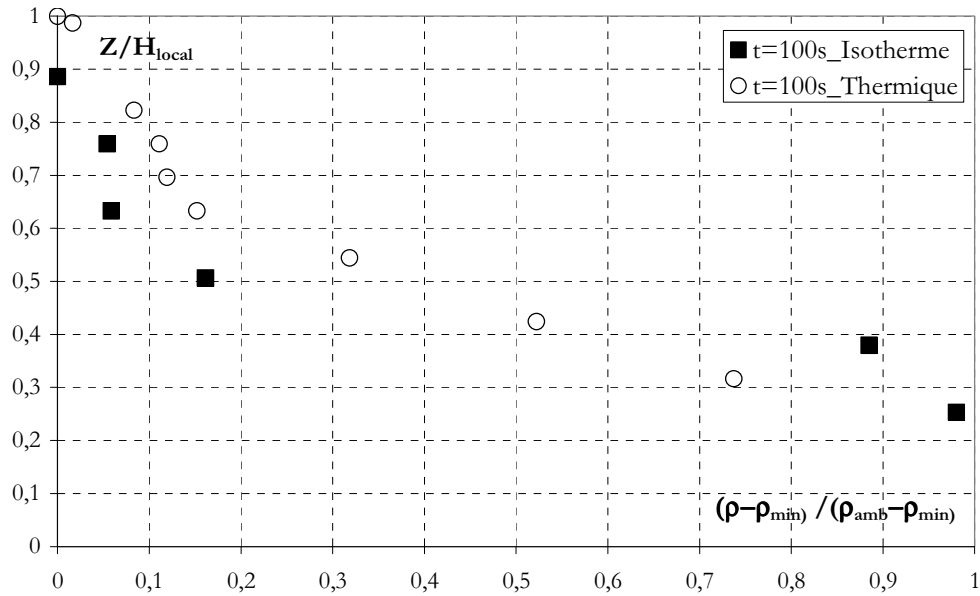


Figure C-62: Profils adimensionnés de masse volumique relevés dans le local "source" sur les 2 dispositifs (maquette isotherme injection d'hélium pur)

### C.VII.2 L'écoulement à la porte

Pour les deux approches isotherme et thermique, il n'existe pas un couple commun de puissance convective et d'écart de masse volumique à la porte. Les limites technologiques de la maquette thermique (puissance de bac et propriétés thermiques des parois) ne permettent pas d'atteindre les niveaux de puissance et de masse volumique testés sur la maquette isotherme. La confrontation porte d'une part sur les profils sans dimension de masse volumique et de vitesse et d'autre part sur les grandeurs moyennes ( $U_{\text{porte}}$ ,  $D_0$ ) en utilisant les corrélations établies.

Des conclusions similaires à celles présentées sur le processus de remplissage sont obtenues. Sur la Figure C-63 et la Figure C-64, les profils verticaux de masse volumique obtenus à la porte pour les deux dispositifs peuvent être comparés. A la vue de ces graphes, il est évident que la forme des profils diffère.

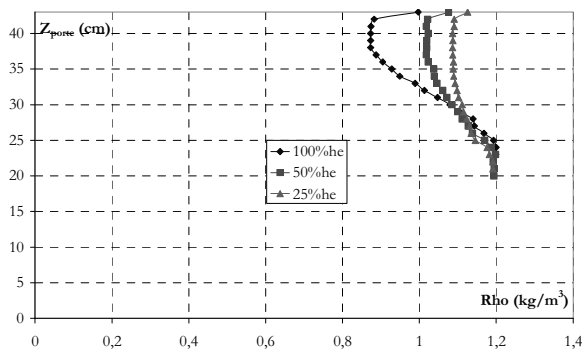


Figure C-63: Profils verticaux de masse volumique obtenus à la porte de la maquette isotherme, injection basse

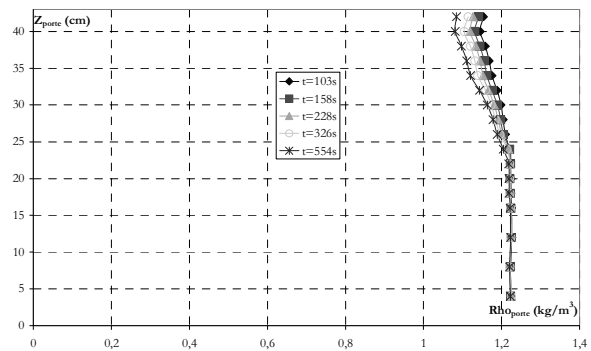


Figure C-64: Profils verticaux de masse volumique obtenus à la porte de la maquette thermique

Les profils présentent une forme similaire (Figure C-65). A nouveau, les gradients verticaux de masse volumique les plus faibles sont observés pour la maquette thermique.

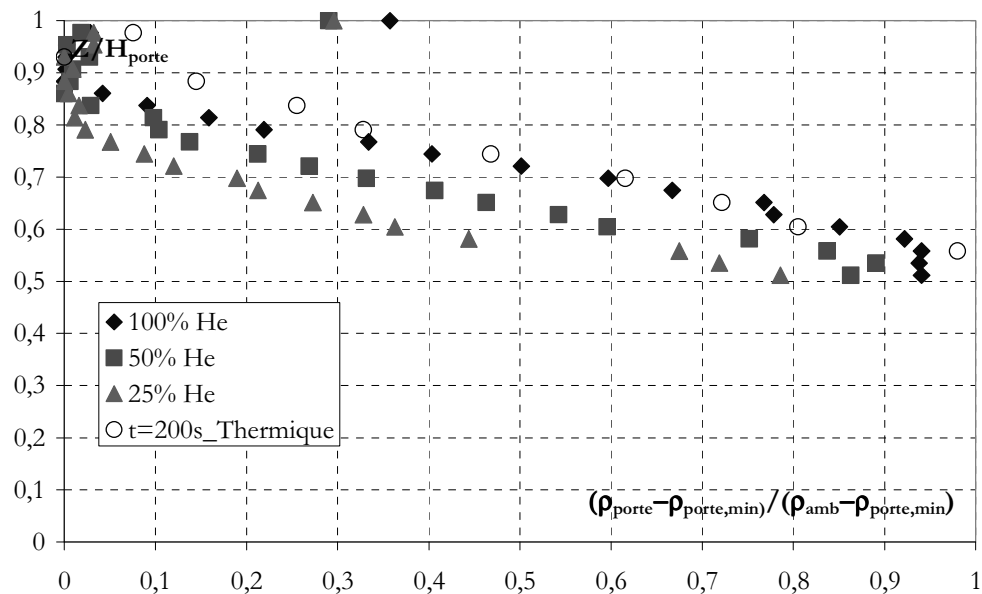


Figure C-65: Profils adimensionnés de masse volumique relevés à la porte sur les deux dispositifs (sur la maquette isotherme  $q_0 = 100l/min$ )

La confrontation est poursuivie sur les profils verticaux de vitesse. Ces profils présentent une forme similaire. La vitesse est maximale en haut de la porte, puis une décroissance linéaire en  $z$ . Comme indiqué précédemment, la différence en amplitude tient au fait que les conditions d'essais (puissance convective) ne sont pas identiques.

Sur les profils de vitesse obtenus pour l'approche thermique, des vitesses négatives sont relevées en partie basse: un écoulement de retour d'air frais dans le local "source" est détecté.

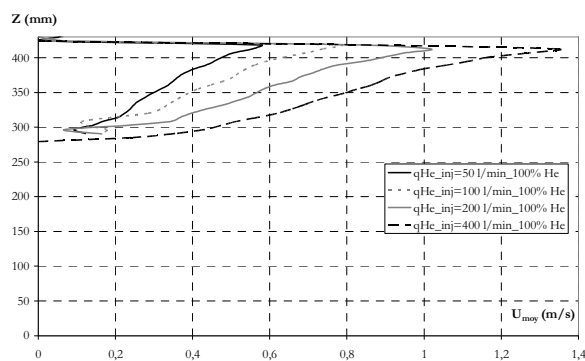


Figure C-66: Profils verticaux de vitesse obtenus à la porte de la maquette isotherme, injection basse

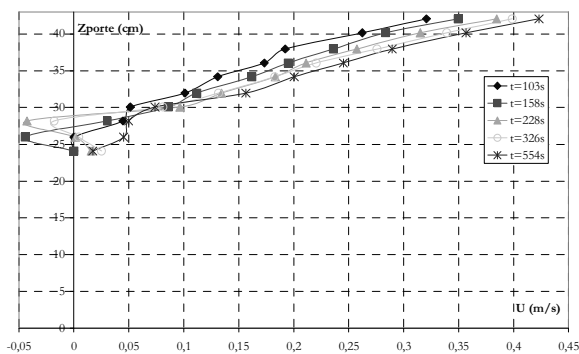


Figure C-67: Profils verticaux de vitesse obtenus à la porte de la maquette thermique

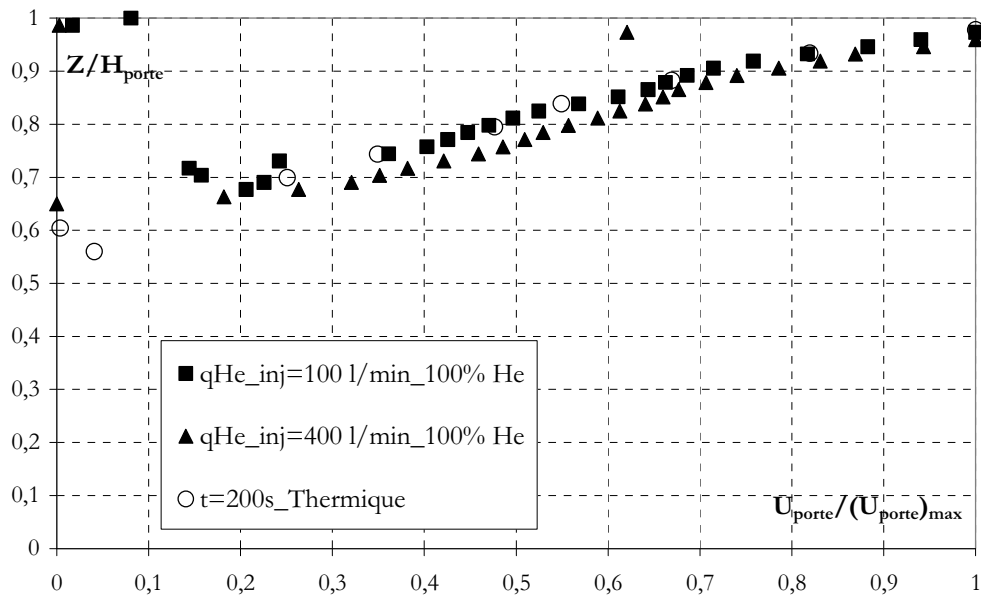


Figure C-68: Profils adimensionnés de vitesse relevés à la porte sur les 2 dispositifs

La confrontation quantitative est menée en comparant les vitesses moyennes ( $U_{\text{porte}}$ ) et les épaisseurs de couche de fumées ( $D_0/H_{\text{porte}}$ ) aux lois de comportement établies dans l'approche isotherme.

La Figure C-69 montre que le point obtenu sur la maquette thermique correspond à une faible puissance convective et à un pourcentage d'air supérieur à 75%. Il se positionne de façon satisfaisante sur l'abaque établie à partir des données isothermes.

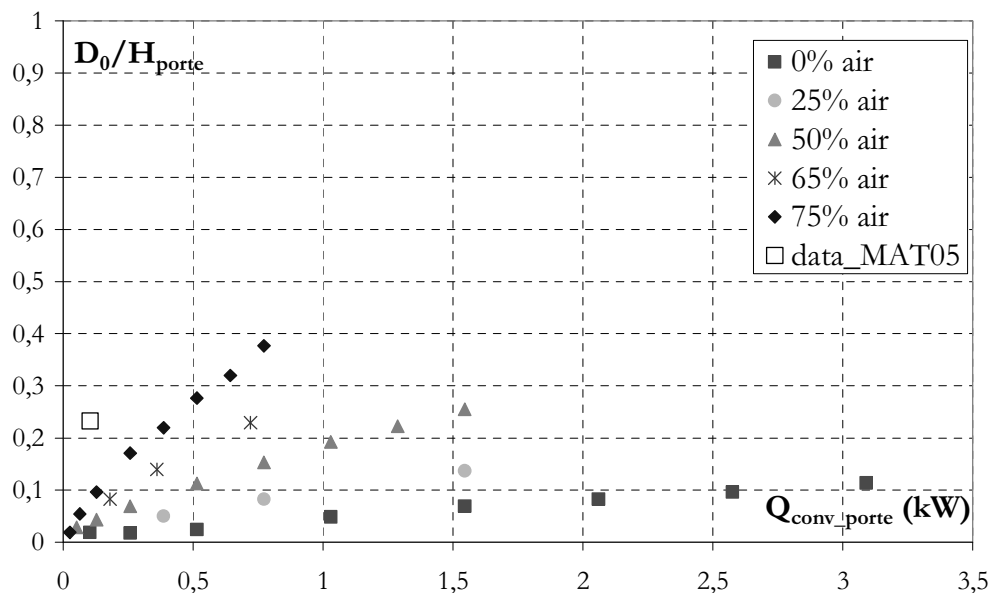


Figure C-69: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte en fonction de la puissance convective calculée à la porte pour différentes proportions d'air

Une comparaison à la loi de comportement (cf. Équation B-25 p.47) confirme le bon accord entre les deux approches (Figure C-71).

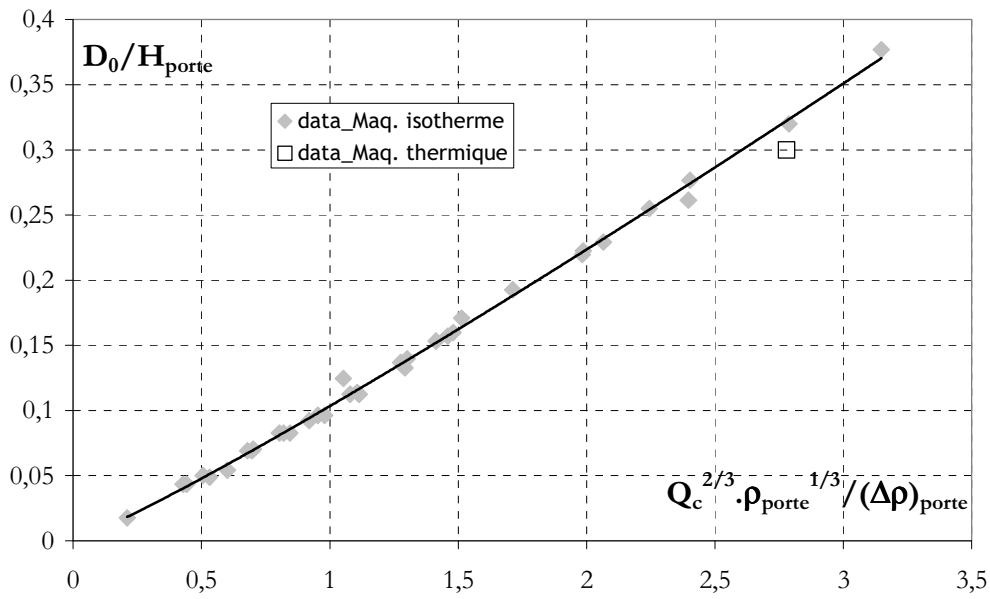


Figure C-70: Evolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction des conditions de puissance convective et masse volumique à la porte

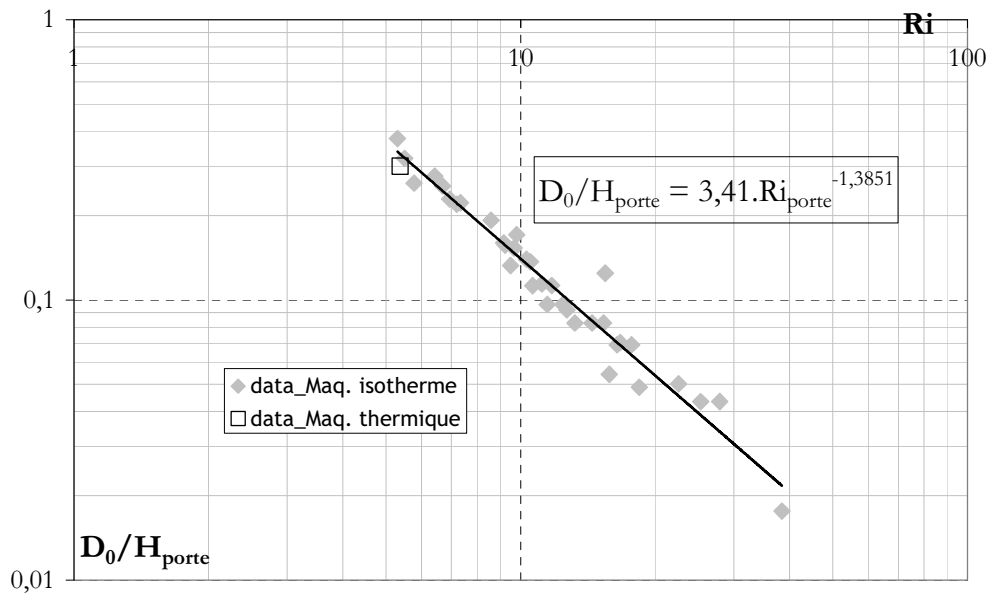


Figure C-71: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte en fonction du nombre de Richardson

De la même façon, la confrontation sur les vitesses moyennes est menée. Les vitesses obtenues sur les deux approches concordent. Ces résultats confirment l'analogie de comportement entre l'approche thermique et l'approche isotherme.

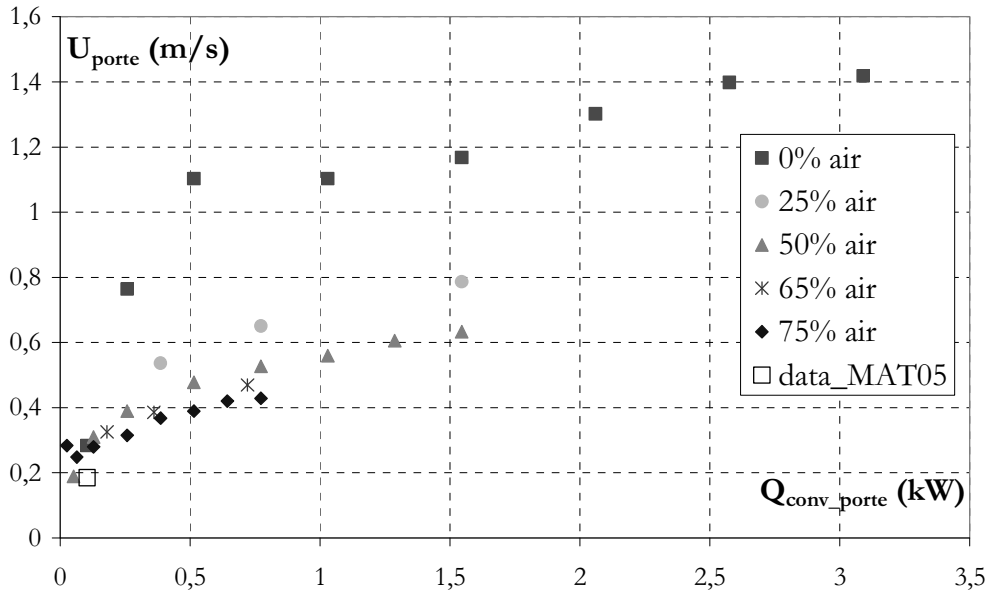


Figure C-72: Evolution de la vitesse moyenne de l'écoulement à la porte en fonction de la puissance convective calculée à la porte pour différentes proportions d'air

Pour terminer une application numérique est menée afin de déterminer les conditions d'expérimentation sur la maquette isotherme en injection haute pour reproduire le point d'essai obtenu sur la maquette thermique. Autrement dit, est-il possible de simuler sur la maquette isotherme les conditions limites au niveau de l'ouverture  $\{Q_{conv\_porte}, \rho_{porte}\}$  trouvées sur la maquette thermique?

Sur la Figure C-73, les lignes  $q_{vol\_porte} = F(Q_{conv\_porte})$  sont tracés de manière théorique à partir de la relation suivante:

$$q_{porte} = \frac{Q_{conv\_porte}}{C_p T_\infty (\rho_\infty - \rho_{porte})} \quad \text{Équation C-8}$$

Avec  $\rho_{porte} = \chi_{He} \rho_{He} + \chi_{air} \rho_{air}$ , avec  $\chi_{He}$  et  $\chi_{air}$  respectivement les proportions d'hélium et d'air dans le mélange. ( $\rho_{He} = 0,166 \text{ kg/m}^3$  et  $\rho_{air} = 1,22 \text{ kg/m}^3$ ).

Le couple  $\{Q_{conv\_porte}, q_{vol\_porte}\}$  obtenu à la porte de la maquette thermique est superposé sur ces différentes lignes. D'après la Figure C-73, il faudrait injecter un débit volumique total de mélange de 155 l/min, avec une proportion d'air dans le mélange  $\chi_{air} \sim 90\%$ . Cette importante proportion d'air à rajouter dans le mélange s'explique par le fait que dans la maquette thermique les fumées sont fortement diluées à cause des pertes thermiques aux parois.



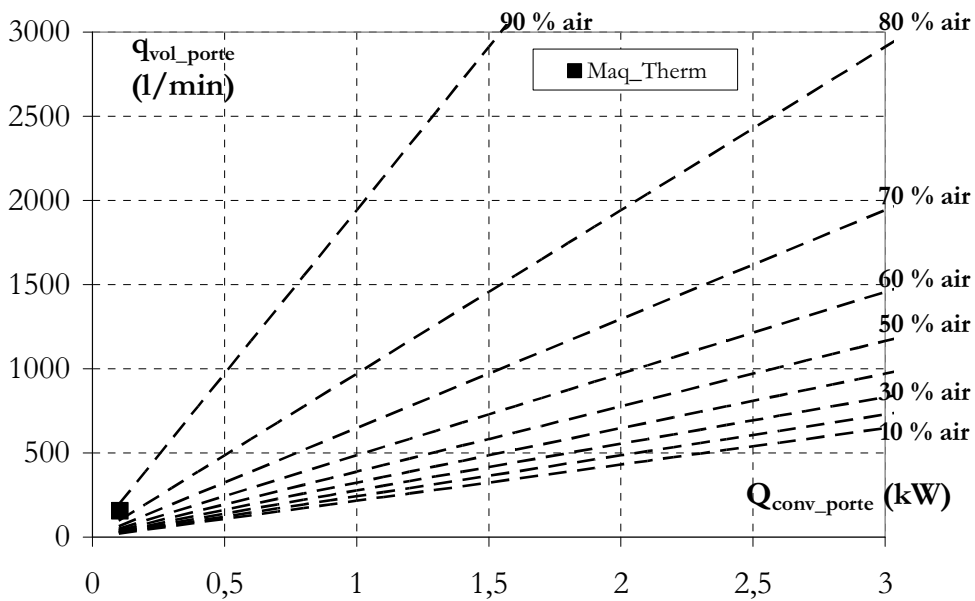


Figure C-73: Evolution du débit volumique des fumées à la porte en fonction de la puissance convective à la porte pour différentes proportions d'air

### C.VII.3 Le panache déversant dans le local "cible"

Du point de vue qualitatif, l'écoulement de fumées à la porte et le panache déversant dans le local "cible" sont similaires (Figure C-74, Figure C-75). Cette première comparaison montre un bon accord des géométries ainsi que de la dynamique des écoulements. Des tourbillons montrant le caractère turbulent du panache sont visualisés sur chacune des deux images.



Figure C-74: Image du panache déversant obtenue par tomographie laser dans la maquette isotherme



Figure C-75: Image du panache déversant obtenue par tomographie laser dans la maquette thermique

Une confrontation quantitative est menée sur la position du point d'impact en utilisant la loi de comportement établie dans l'approche isotherme (cf. Équation B-55 p.81).

La Figure C-77 présente un bon accord entre la loi de comportement et le point expérimental thermique (en prenant en compte les incertitudes de mesures). La

trajectoire du panache déversant présente les mêmes caractéristiques suivant les deux approches.

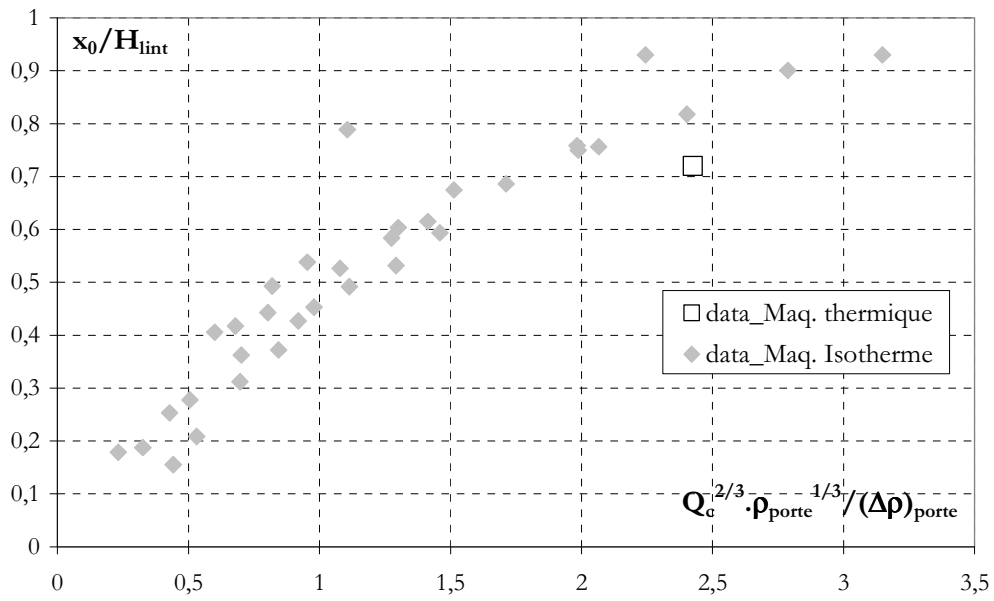


Figure C-76: Evolution du rapport  $x_0/H_{lint}$  en fonction des conditions de puissance convective et masse volumique à la porte

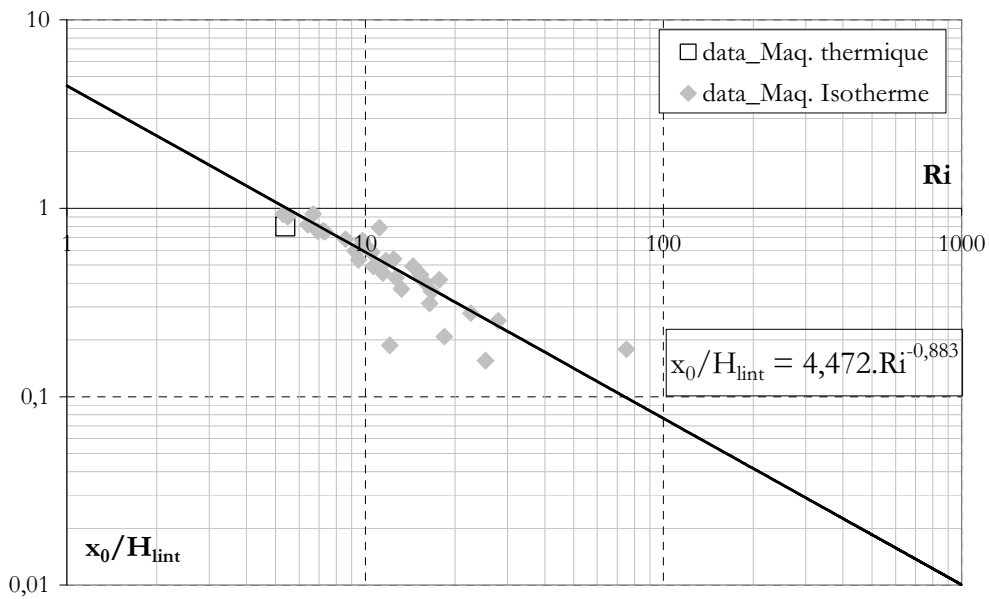


Figure C-77: Evolution du point d'impact au plafond du local "cible" en fonction du nombre de Richardson

## **C.VIII Conclusion/Bilan intermédiaire**

Ce chapitre s'est attaché à l'étude des écoulements de fumées dans la configuration géométrique considérée en prenant en compte les transferts thermiques tels que le processus de combustion, le rayonnement de la flamme et les pertes thermiques au niveau des parois.

Après avoir donné la description du dispositif thermique et l'instrumentation utilisée lors des campagnes expérimentales, les différentes études menées sont présentées.

Avant d'aborder les études sur les mouvements de fumées (processus de remplissage dans le local "source", écoulement de transfert au niveau de l'ouverture, panache déversant dans le local "cible"), un important travail a été mené sur le choix du terme source à utiliser pour simuler une puissance de foyer constante sur une période quasi-stationnaire. Des tests menés avec des bacs en acier noir ont montré qu'il existait deux régimes de combustion différents: un premier régime quasi-stationnaire pour lequel le débit de perte de masse du combustible reste quasi-constant, un second régime pour lequel le processus de combustion s'emplifie, le débit de perte de masse du TPH présentant un pic brutal. Ce second régime résulte d'effets systèmes lié aux transferts thermiques au niveau du bac de combustible. Pour éviter la présence de ces deux régimes de combustion différents, différentes solutions sont envisagées et l'utilisation d'un bac en pyrex de diamètre  $D_{\text{Bac}} = 89$  mm est retenue pour la suite des différentes campagnes expérimentales. Ce terme source est caractérisé par un débit de perte de masse (et donc d'une puissance au foyer) un profil vertical de température (flamme/panache) qui est en bon accord avec les corrélations proposées par McCaffrey 1979.

Une fois le terme source identifié, les études sur les mouvements de fumées peuvent être menées. Concernant le processus de remplissage, des profils de températures sont relevés dans un des coins du local "source". Ces profils présentent un gradient vertical important illustrant le caractère stratifié des fumées. Ce phénomène de stratification est dû d'une part à l'entraînement d'air et d'autre part aux pertes thermiques par conduction au niveau des parois latérales.

L'écoulement au niveau de l'ouverture est caractérisé par ses profils de vitesse et de température. L'épaisseur de la couche de fumées au niveau de la porte est évaluée et prend une valeur proche de  $D_0 \sim 1/3.H_{\text{porte}}$  variant peu dans la gamme de puissance testée (1 à 5 kW) conformément à ce qui est cité dans la littérature. Sur les profils de température, l'important gradient vertical observé dans le local "source" est retrouvé à la porte. Cependant, contrairement à ce qui était obtenu lors de l'approche isotherme, les niveaux de température à l'ouverture sont imposés par le dispositif expérimental et plus particulièrement par les pertes thermiques existant dans le local "source". Le profil vertical de vitesse présente un maximum en haut de la porte puis décroît de façon linéaire avec la hauteur. A partir des profils de température et de vitesse, la puissance convective au niveau de la porte est estimée. Seulement  $\sim 10\%$  de la puissance convective produite au foyer est retrouvée à la porte, ce qui signifie que  $\sim 90\%$  de la puissance produite est perdu dans les pertes thermiques au niveau des parois. Ces pertes sont imposées par le dispositif expérimental tout comme le couple  $\{Q_{\text{conv\_porte}}, T_{\text{porte}}\}$  qui est totalement inter-dépendant, contrairement à ce qu'il est possible de faire sur la maquette isotherme. Les lois de comportement de la vitesse moyenne et de l'épaisseur de la couche de fumée basée sur les équations de Bernouilli sont retrouvées.

Le panache déversant dans le local "cible" est ensuite étudié. Cet écoulement est caractérisé par des profils horizontaux de températures pour différentes hauteurs, par une trajectoire des températures maximales et une trajectoire des intensités lumineuses maximales trouvée par traitement d'images. Un rayon de courbure important est observé. Une trajectoire

verticale n'est jamais obtenue. Une attention particulière est portée sur le point d'impact du panache déversant au plafond du local "cible". Sa position ne varie pas avec l'augmentation de la puissance simulée au foyer, elle est égale à  $x_0 \sim 0.8.H_{\text{lim}}$ . La zone d'impact est circulaire (visualisations par tomographie laser et par thermographie infra rouge) et est caractérisée par une température maximale d'impact.

En dernière partie de ce chapitre, une confrontation des résultats sur les maquettes isotherme et thermique est proposée. Tant du point de vue qualitatif que quantitatif, les deux approches présentent des résultats concordants. La comparaison est proposée pour l'épaisseur de la couche de fumées à la porte et la position du point d'impact du panache déversant dans le local "cible". Il est montré que les lois de comportements sur les deux approches sont identiques. Les différences apparaissent au niveau des phénomènes de stratification. En effet, dans le dispositif thermique la stratification est atténuée en raison des pertes thermiques aux parois latérales. L'approche thermique met en évidence les effets des transferts thermiques sur les écoulements. Les pertes thermiques réduisent la puissance convective à la porte ainsi que la différence relative de masse volumique en raison de l'effet couplé de l'entraînement d'air et des transferts par conductions au niveau des parois. Pour la maquette thermique, les pertes thermiques sont importantes environ 90% de la puissance convective produite au foyer. Dans l'approche isotherme, seule la différence relative de masse volumique diminue du fait de l'entraînement d'air frais, la puissance convective (débit d'hélium) est conservée.

Le choix d'utiliser une maquette thermique a été motivé par le fait qu'il était possible d'effectuer des comparaisons entre les deux dispositifs sans se préoccuper des effets d'échelle. Obtenant des résultats semblables entre les deux approches, l'approche thermique montre que l'approche isotherme est pertinente pour étudier les mouvements de fumées issus d'une combustion. L'approche thermique montre également qu'elle est plus difficile à mettre en œuvre que l'approche isotherme air/hélium: la gamme de puissance au foyer simulée est réduite (résistance au feu limité du dispositif) et le couple  $\{T_{\text{porte}}, Q_{\text{conv\_porte}}\}$  est imposé par les propriétés thermiques du dispositif.

---

## CHAPITRE D: ETUDE D'UN CAS INCENDIE A PLEINE ECHELLE

---

*Ce chapitre aborde l'étude d'un incendie pour un scénario typique de ceux identifiés dans les installations nucléaires. Cette approche permet une étude des mouvements de fumées en situation réelle de feu. Les aspects thermiques, processus de combustion, rayonnement de la flamme, présence de suies, pertes thermiques aux parois, sont présents. Les essais menés à pleine échelle permettent de constituer une base de données de référence concernant l'écoulement à la porte et le panache déversant pour la configuration géométrique considérée. Pour la campagne d'essais réalisée, le rôle de la ventilation mécanique dans les locaux est analysé. Les tests analysés dans ce chapitre font partie de la campagne internationale PRISME-DOOR (programme financé par l'OCDE concernant l'étude de la propagation des fumées d'incendie via une porte entre des locaux confinés et ventilés).*

*Paragraphe D.I: liste peu exhaustive d'études menées à grande échelle dans le domaine de l'incendie trouvées dans la littérature.*

*Paragraphe D.II: description des essais grande échelle (dispositif expérimental, la campagne d'essais, la métrologie, la mise en place de visualisations par tomographie laser).*

*Paragraphe D.III: caractérisation de la source "incendie" et des phénomènes de stratification dans le local "source".*

*Paragraphe D.IV: étude de l'écoulement de fumées à la porte.*

*Paragraphe D.V: étude du panache déversant dans le local "cible".*

*Paragraphe D.VI: croisements des trois approches différentes utilisées dans le cadre de la thèse.*

### **D.I Etat de l'art**

Cet état de l'art liste plusieurs exemples d'études d'écoulements de fumées sur des essais menés à grande échelle.

Un premier exemple est le travail mené par Nakaya 1986. Il concerne l'étude de l'écoulement des fumées au niveau d'une ouverture. Pour ce faire, le dispositif expérimental (Figure D-1 et Figure D-2) est constitué de deux locaux (~ 3 m \*3 m \*2 m) connectés par une porte ouverte de largeur variable. Le local adjacent au local feu possède une ouverture de grande dimension donnant sur l'espace ambiant. Un brûleur rectangulaire de propane placé au centre de la pièce constitue la source "incendie". Les locaux sont équipés d'arbres de thermocouples à aspiration. Les ouvertures sont équipées de thermocouples habituels, de différents diamètres à la porte. Les vitesses au niveau de la porte sont effectuées à l'aide de sondes de pression bidirectionnelles.

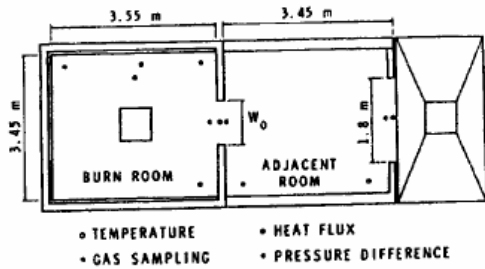


Figure D-1: Dispositif expérimental utilisé dans l'étude de Nakaya 1986 (vue de dessus)

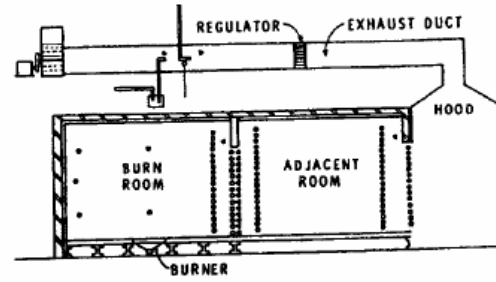


Figure D-2: Dispositif expérimental utilisé dans l'étude de Nakaya 1986 (vue de côté)

Nakaya 1986 détermine les débits au niveau de la porte à partir des profils de vitesse et de température des gaz. Un modèle est ensuite proposé à partir du théorème de Bernoulli en considérant la pression comme le moteur de l'écoulement. La différence de masse volumique entre les gaz du local feu et ceux du local adjacent, causée par la différence des températures de ces gaz, induit une différence de pression qui va provoquer un écoulement au niveau de l'ouverture. Le modèle d'écoulement est basé sur le théorème de Bernoulli appliquée à une ouverture verticale rectangulaire en supposant les profils de température, dans les locaux et au niveau de l'ouverture, uniformes. Cette hypothèse est confortée par les mesures expérimentales montrant l'existence d'une couche de gaz à température uniforme dans le local feu et deux couches de gaz à température approximativement uniformes dans le local adjacent. En utilisant le modèle d'écoulement basé sur la moyenne des températures des couches de gaz, des formulations algébriques des débits sortants d'air chaud et entrant d'air frais peuvent être obtenus au niveau de la porte.

Une autre étude expérimentale de référence menée à échelle réelle par Quintiere 1981 traite des écoulements à une porte. L'étude consiste à étudier les débits de gaz existant au niveau d'une ouverture et l'influence du débit d'air frais entrant. Le dispositif expérimental (Figure D-3) est constitué d'un unique local (même ordre de grandeur que le dispositif de Nakaya & al) connecté par une ouverture sur l'espace ambiant. Un brûleur circulaire (diamètre 30 cm) de méthane est utilisé. Quatorze essais ont été réalisés dans la gamme de puissance de feu comprise entre 62.9 kW et 158 kW. Un arbre à thermocouples à aspiration est positionné dans le local feu. Au niveau de l'ouverture, des sondes de mesure de température et de vitesse sont placées sur l'axe central de l'ouverture. Différentes configurations d'ouverture ont été envisagées (porte ou fenêtre).

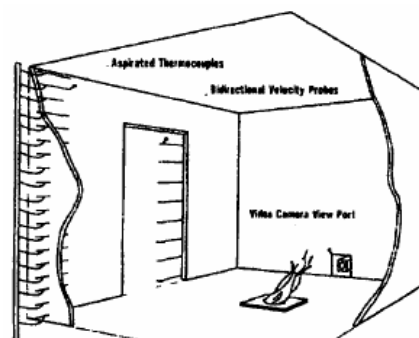


Figure D-3: Dispositif expérimental utilisé dans l'étude de Quintiere 1981

Une autre étude menée par He 1999 aborde les écoulements à la porte. Elle repose sur des mesures réalisées dans un dispositif réel composé de plusieurs pièces, d'un couloir, d'une cage

d'escalier (Figure D-4). L'écoulement au niveau de la porte connectant le local feu et le couloir est plus particulièrement étudié. Ainsi pour chacune de ces expériences, l'évolution des profils de température, de vitesse et de concentration en  $O_2$  sont étudiées au niveau de l'ouverture sur la hauteur de la porte. Les évolutions des débits massiques (entrant et sortant) et de la hauteur du plan neutre à la porte sont aussi comparées. Les résultats expérimentaux mettent en évidence les effets de mélange entre la couche haute chaude et la couche basse d'air frais dans le couloir.

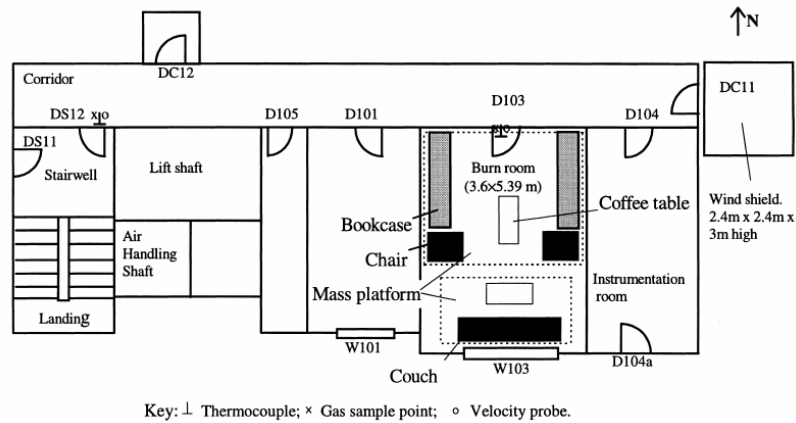


Figure D-4: Dispositif expérimental utilisé dans l'étude de He 1999 (vue de dessus)

Enfin, un dernier exemple: un important dispositif (Figure D-5) destiné à l'étude de la propagation des fumées dans les atriums dans le but de positionner de manière optimale les bouches d'extraction d'air est mis en place par Yi 2005.

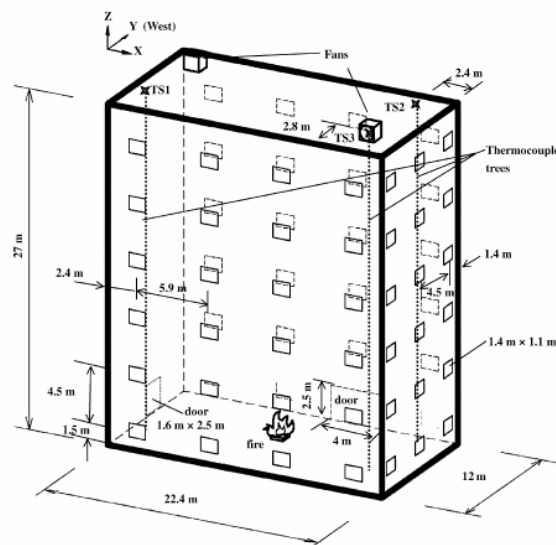


Figure D-5: Dispositif expérimental utilisé dans l'étude de Yi 2005

Cette liste de contributions montre l'intérêt des travaux de recherche sur les mouvements de fumées à grande échelle. La spécificité des configurations testées dans le dispositif DIVA (volume réduit des pièces, locaux mécaniquement ventilés) n'est cependant pas étudiée.

## D.II Description des essais menés à grande échelle

### D.II.1 Descriptif du dispositif expérimental

Le dispositif DIVA (acronyme pour Dispositif d'étude de l'Incendie, de la Ventilation et de l'Aérocontamination, Figure D-6), est dédié à la réalisation d'essais sur les feux en configuration à plusieurs locaux confinés et ventilés. Il se compose de trois locaux de taille identique ( $L \times l \times h = 6 \times 5 \times 4 \text{ m}^3$ ), donnant sur un couloir latéral commun de 15,6 m de long et de 2,5 m de large. Les locaux peuvent communiquer entre eux par des portes (0,8 m x 2,1 m, Figure D-7) et par un réseau de ventilation (présence d'une bouche d'admission et d'une bouche d'extraction). Le réseau de ventilation de type industriel est constitué de trois circuits distincts (admission, extraction et extraction secours) connectés à chacun des locaux. Ce réseau permet de traiter des configurations représentatives aussi bien des laboratoires et usines que des Réacteurs à Eau Pressurisée (REP).

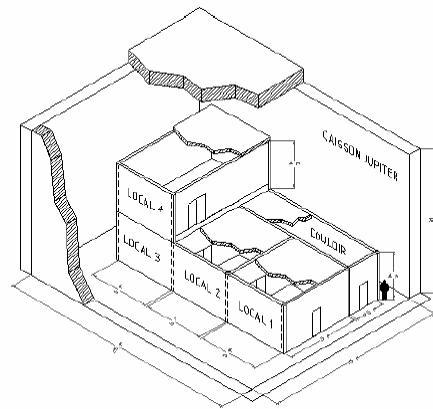


Figure D-6: Schéma du dispositif DIVA dans le caisson Jupiter





Figure D-7: Photographie de la porte entre le local "source" et le local "cible"

Ce dispositif est doté d'une instrumentation conséquente (jusqu'à 800 voies de mesures possibles). Ces différentes mesures concernent: le foyer, les différents locaux et les bouches de ventilation. Plus précisément, les différents capteurs dans DIVA mesurent: la perte de masse du combustible, les températures, les vitesses, les pressions, les flux thermiques au niveau des parois des locaux et des concentrations en gaz et en suies.

### D.II.2 La campagne d'essais

Dans le cadre de ce travail de thèse, plusieurs essais d'une campagne appelée PRISME-DOOR sont utilisés. La contribution scientifique réalisée au cours de la thèse et rapportée concerne l'analyse des données vis-à-vis des écoulements (dans le local "source", au niveau de la porte et du panache déversant) ainsi que la mise en place lors de ces essais de visualisations par tomographie laser.

Ce programme a été initié dans le but de mieux comprendre les phénomènes de propagation des fumées produites par un incendie situé dans un local "source" vers un ou plusieurs locaux adjacents via une porte (mécanisme de convection naturelle). La source incendie est une feu de nappe de TPH.

Cette campagne comporte 6 essais différents définis dans le Tableau D-1. L'influence de trois paramètres est étudiée: le nombre de locaux mis en jeu, la surface de la nappe de combustible et le taux de renouvellement d'air du système de ventilation (TR). Ce taux de renouvellement étant défini par la formulation suivante:  $TR[s^{-1}] = \dot{q}_{\text{extraction}} / V_{\text{local}} = \dot{q}_{\text{admissionn}} / V_{\text{local}}$ .

Essais	Locaux	$S_{\text{bac}} (m^2)$	TR ( $h^{-1}$ )
PRS-d1	[L1;L2]	0,4	0
PRS-d2	[L1;L2]	0,4	1,48
PRS-d3	[L1;L2]	0,4	4,7
PRS-d4	[L1;L2]	0,4	8,6
PRS-d5	[L1;L2]	1	4,7
PRS-d6	[L1;L2;L3]	1	4,7

Tableau D-1: Essais réalisés lors de la campagne PRISME-Door

Ci-dessous une photographie du terme source utilisé est présentée: il s'agit d'un bac en acier noir ( $S_{\text{Bac}} = 0.4$  ou  $1 \text{ m}^2$ ) rempli de l'hydrocarbure TPH (comme dans l'approche thermique à échelle réduite). L'allumage du bac se fait à distance via un allumeur au propane.



Figure D-8: Photographie d'un des bacs en acier noir utilisé en tant que terme source lors des essais menés à grande échelle

### D.II.3 La métrologie

Dans le cadre de la thèse, les mesures qui sont traitées concernent :

- La perte de masse du combustible : elle est mesurée par une balance sur laquelle est placé le bac. L'évolution au cours du temps du débit de perte de masse du combustible permet de calculer la puissance produite au foyer (calcul de la puissance dite "mécanique").
- Les températures dans le local "source", à la porte et dans le panache déversant dans les zones étudiées.

Comme le montre la Figure D-9, les températures dans le local "source" sont mesurées sur deux perches: une dans l'axe Sud-Est (SE), l'autre dans l'axe Nord-Ouest (NW). Sur ces deux axes, neuf thermocouples sont positionnés sur les perches pour les positions suivantes: 0.05 m, 0.55 m, 1.05 m, 1.55 m, 2.05 m, 2.55 m, 3.05 m et 3.90 m.

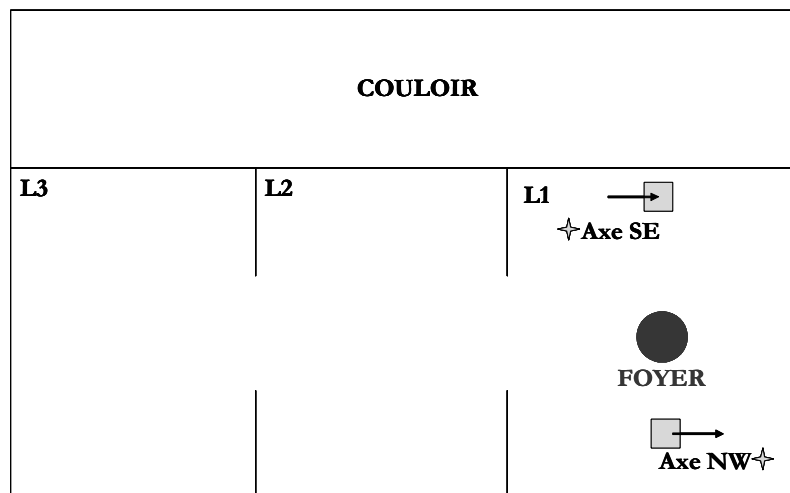


Figure D-9: Dispositif DIVA avec les orientations Nord-Sud-Est-Ouest

- Les températures sont mesurées par des thermocouples de type K, positionnés dans l'axe de la porte et dans le panache déversant. Les vitesses d'écoulement à la porte sont mesurées par des sondes bidirectionnelles McCaffrey placées dans l'axe de la porte.

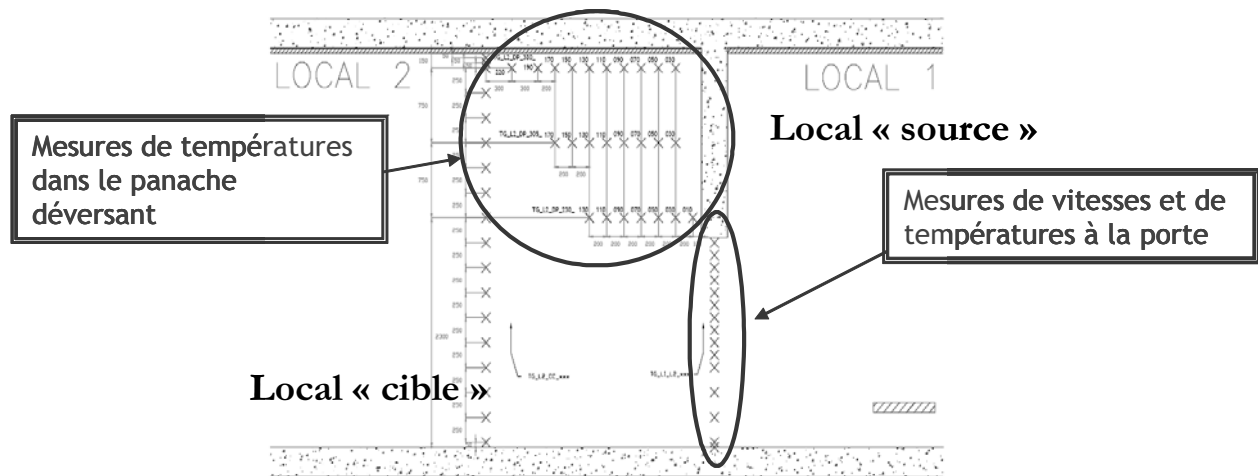


Figure D-10: Zones particulières d'études pour les essais de la campagne PRISME-DOOR

Au niveau de la porte, les thermocouples et les sondes bidimensionnelles sont placés dans l'axe de la porte et aux mêmes hauteurs:  $z = 0.05 \text{ m}$ ,  $0.3 \text{ m}$ ,  $0.55 \text{ m}$ ,  $0.8 \text{ m}$ ,  $0.925 \text{ m}$ ,  $1.175 \text{ m}$ ,  $1.3 \text{ m}$ ,  $1.425 \text{ m}$ ,  $1.55 \text{ m}$ ,  $1.675 \text{ m}$ ,  $1.8 \text{ m}$ ,  $1.925 \text{ m}$ ,  $2.05 \text{ m}$  (rappel:  $H_{\text{porte}} = 2.15 \text{ m}$ ).

Concernant les mesures de températures dans le panache déversant, une grille de thermocouples est placée dans l'axe de la porte. La première ligne de thermocouples est située à  $z = 2.3 \text{ m}$ , la seconde à  $z = 3.05 \text{ m}$  et la plus haute se situe près du plafond à  $z = 3.8 \text{ m}$  (Figure D-10). Sur chacune de ces lignes, les thermocouples sont espacés de  $20 \text{ cm}$ ,  $x = 10 \text{ cm}$  à  $130 \text{ cm}$  pour  $z = 2.3 \text{ m}$ ,  $x = 30 \text{ cm}$  à  $170 \text{ cm}$  pour  $z = 3.05 \text{ m}$  et  $x = 30 \text{ cm}$  à  $220 \text{ cm}$  pour  $z = 3.8 \text{ m}$ .

L'analyse détaillée de toutes les autres mesures peut être trouvée dans le rapport d'analyse du programme PRISME-DOOR (Le Saux 2008).

#### D.II.4 Visualisations par tomographie laser

Un des objectifs de la thèse est d'adapter à grande échelle des techniques de mesures optiques développées à échelle réduite. Le choix s'est tourné sur des visualisations par tomographie laser.

L'objectif est de visualiser par tomographie laser le panache de fumées déversant à une porte lors de quatre essais: PRS-D1, PRS-D4, PRS-D5, et PRS-D6. Cette technique de visualisation est mise en place dans le but de caractériser géométriquement l'écoulement à la porte et le panache déversant par des techniques de traitement d'images. Les grandeurs recherchées sont notamment l'épaisseur de la couche de fumées à la porte, la trajectoire du panache et la position du point d'impact au plafond.

Des visualisations par tomographie laser sur des échelles réelles sont rares dans la littérature, l'exemple de Kim et Han 2000 peut être cité: ils réalisent dans leur étude des visualisations par tomographie laser dans un couloir ouvert sur l'atmosphère libre pour détecter la vitesse de l'écoulement au plafond. Dans le cadre des essais considérés dans la thèse, l'environnement est plus hostile car les locaux sont totalement confinés et peu ventilés.

Le Tableau 1 récapitule le matériel utilisé pour chacun des essais. Pour les 3 premiers essais, le panache déversant se trouve dans le local L2. Lors du quatrième essai, deux panaches

déversant (dans les locaux L2 et L3) sont étudiés.

Essais	Lieu du panache	Source de lumière	Système de visualisation
PRS-D1	L2	Laser Argon+ fibre optique	Caméra numérique standard + Webcam standard
PRS-D4	L2	Laser Argon+ fibre optique	Caméra numérique standard + Webcam standard
PRS-D5	L2	Laser Argon+ fibre optique	Caméra numérique standard + Webcam standard
PRS-D6	[L2 ; L3]	[Laser Argon+ fibre optique; Laser Solide]	[Caméra numérique standard + Caméra haute résolution; Caméra numérique standard + Caméra rapide

**Tableau D-2: Récapitulatif des équipements utilisés pour chacun des essais**

Le montage expérimental comprend une source de lumière laser et des systèmes de visualisation. Concernant les sources de lumière, deux lasers différents sont utilisés: un laser Argon continu de puissance 4 W en sortie du laser et ~400 -600 mW en sortie de fibre optique, longueur d'onde 514 nm, classe IV. Ce laser est équipé d'une fibre optique de diamètre 12 mm, de longueur 11 m. La tête de cette fibre possède un angle d'ouverture de 20°. Comme deuxième source de lumière, un laser à solide pompé par diodes, 200mW, 532 nm est utilisé.

Les systèmes de visualisation utilisés sont: des caméras numériques standards, des webcams standards, une caméra haute résolution et une caméra rapide. La mise au point de chaque caméra se fait manuellement lors des tests de qualification du dispositif qui sont nécessaires avant chacun des essais.

La mise en place pour chaque essai est présentée de manière détaillée dans l'annexe F.II. Pour les quatre essais, le laser Argon continu est placé dans le couloir du dispositif DIVA. La fibre optique est positionnée sur un support au sol du local L2, qui est lui-même décalé par rapport à l'axe de la porte reliant le local "source" au local "cible". Ce décalage permet de minimiser les perturbations apportées par le support du laser sur l'écoulement au travers de la porte. La nappe laser vise le plafond. Lors des différents essais, le positionnement des équipements est modifié afin d'optimiser la zone de visualisation de l'écoulement.

Pour le dernier essai PRS-D6, des modifications ont été apportées sur les systèmes de visualisations et d'enregistrement afin d'éviter les problèmes de « pixélisation » rencontrés lors de l'essai PRS-D5. Pour les caméras numériques standards, les enregistrements Hi8 ont été doublés par des enregistrements numériques. Deux caméras numériques, une rapide et une à haute résolution sont utilisées afin d'optimiser les résultats des visualisations. Dans le cadre de la thèse, seul le panache déversant entre les locaux L1 (local "source") et L2 (local "cible") est étudié, même si la tomographie laser a été mise en place dans les deux locaux adjacents.

D'un point de vue métrologique, plusieurs enseignements sont tirés de ces visualisations :

Une phase de qualification est obligatoire avant chaque essai afin d'optimiser le positionnement de la nappe laser et des systèmes de visualisation mais aussi de vérifier le bon fonctionnement de chaque appareil. La tomographie laser nécessite lors des phases de qualification d'optimiser la densité des particules avec la puissance du laser et la zone d'investigation. Dans le cadre d'essai de feu, l'incertitude sur la concentration réelle des suies ne permet pas d'assurer la qualité des mesures systématiquement. Dans certain cas, les images peuvent être de mauvaise qualité bien que l'ensemble du système ait été correctement qualifié (exemple: essai PRS-D5).

Concernant la source de lumière laser :

- La puissance du laser doit être assez importante pour obtenir une nappe de forte puissance pour optimiser la qualité des images obtenues et permettre un traitement satisfaisant. La puissance de la nappe laser de 200mW semble être un minimum.
- L'intensité lumineuse de la nappe laser doit être la plus uniforme possible. Cette caractéristique dépend de la nature du rayon laser et de sa divergence.
- Les lasers à solide pompés par diodes de puissances modérées (environ 500mW) sont suffisants pour ces applications.
- La taille de la zone d'investigation dépend de la puissance du laser et de l'ouverture de la tête de fibre. Une surface d'environ 1 à 2m<sup>2</sup> peut être obtenue.
- L'utilisation d'une double nappe laser peut s'avérer intéressante : augmentations de la taille de la zone d'investigation et de la puissance de la nappe obtenue.

Concernant les systèmes de visualisations :

- Les caméras numériques standards utilisées habituellement par le LEF semblent suffisantes pour réaliser des visualisations par tomographie laser. L'utilisation de caméras numériques à haute résolution semble inutile.
- Il est suggéré de réaliser des enregistrements numériques directs sur ordinateur (sans passer par des bandes). Cela évite le risque de pixélisation et facilite l'exploitation des données (stockage et traitement des images).
- Lors des essais, la durée d'exploitation des images est réduite notamment en raison du dépôt de suies sur les hublots des boîtiers de protection des caméras. Il est souhaitable de mettre en place des systèmes limitant ces dépôts.
- La maniabilité des pieds caméras utilisés s'est avérée difficile et non pratique. Il est suggéré de mettre en place des boîtiers de protection plus maniables et plus légers.
- Les images obtenues avec une caméra rapide ne présentent pas un contraste suffisant pour être exploitées (quantité de lumière trop faible pour la durée d'exposition fixée).

Concernant l'analyse :

- Le traitement d'images avec le logiciel IDL ne présente pas de difficultés majeures. Sur des images de qualité satisfaisante, la détermination des caractéristiques géométriques peut être obtenue.
- L'ensemencement de l'écoulement n'étant pas contrôlé, un remplissage des locaux cibles est rapidement observé. La durée d'investigation est limitée aux premières minutes.

Pour l'ensemble des mesures, le bilan est le suivant :

- Pour l'essai PRS-D1 : la trajectoire est mesurable,
- Pour l'essai PRS-D4: les images présentent un très faible contraste et sont difficilement exploitables (compromis puissance laser/densité de particules non satisfaisant)

- Pour l'essai PRS-D5: les images sont non exploitables (pixélisation),
- Pour l'essai D6: l'épaisseur à la porte et la trajectoire sont mesurables.

## D.III Le local "source"

### D.III.1 La source incendie

Dans la Figure D-11 et la Figure D-12, les évolutions temporelles des débits de perte de masse du combustible sont données respectivement pour les essais  $S_{bac} = 0.4 \text{ m}^2$  (Figure D-11) et  $S_{bac} = 1 \text{ m}^2$  (Figure D-12).

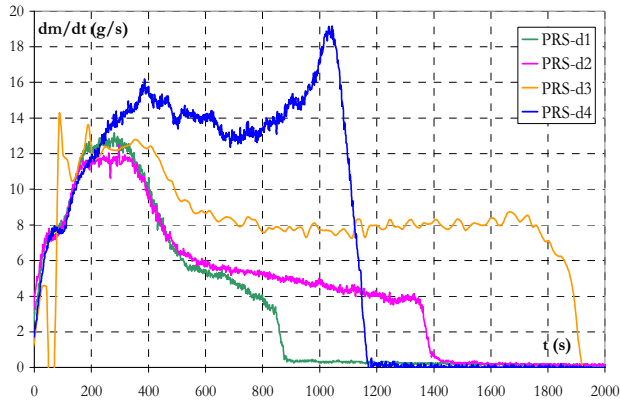


Figure D-11 : Evolutions temporelles des débits de perte de masse pour les essais avec  $S_{bac} = 0.4 \text{ m}^2$

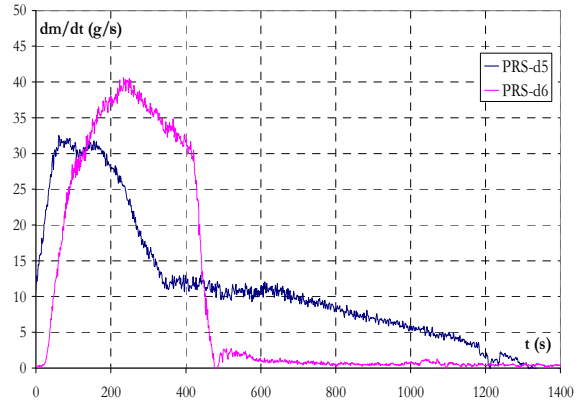


Figure D-12 : Evolutions temporelles des débits de perte de masse pour les essais avec  $S_{bac} = 1 \text{ m}^2$

D'après les figures ci-dessus, il est constaté d'une part que le débit de perte de masse est fortement dépendant du taux de renouvellement de la ventilation et d'autre part que les essais menés à pleine échelle sont difficilement reproductibles.

A partir des débits de perte de masse obtenus pour chaque essai, les puissances totales produites au foyer sont estimées à partir de l'expression suivante:

$$Q_{\text{foyer}} = \dot{m}_{\text{foyer}} (PCI)_{\text{TPH}}$$

Équation D-1

Avec  $(PCI)_{\text{TPH}}$  (Pouvoir Calorifique Inférieur du TPH) égal à 44457 kJ/kg,

La Figure D-13 et la Figure D-14 présentent les évolutions temporelles des puissances totales au foyer  $Q_{\text{foyer}}$  calculées pour chaque essai. La gamme de puissances testée est égale à [200 kW, 1800 kW].

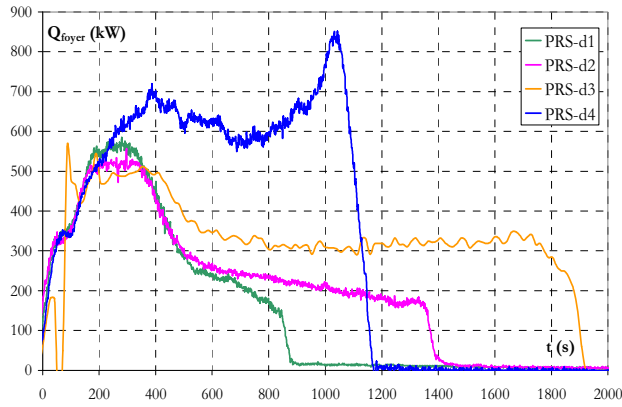


Figure D-13 : Evolutions temporelles des puissances totales au foyer pour les essais avec  $S_{bac} = 0.4 \text{ m}^2$

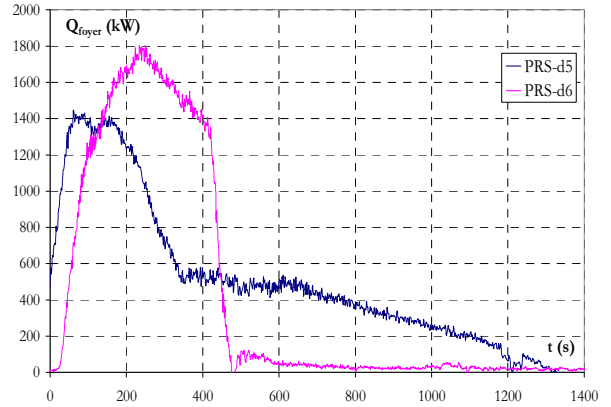


Figure D-14 : Evolutions temporelles des puissances totales au foyer pour les essais avec  $S_{bac} = 1 \text{ m}^2$

Dans la suite de ce chapitre, des exemples de résultats seront donnés uniquement pour le test PRS-d3, cet essai possédant la plus longue phase stationnaire. Le débit de perte de masse de ce test correspond à une puissance de foyer environ égale à  $Q_{foyer} \sim 350 \text{ kW}$  sur la phase quasi-stationnaire.

### D.III.2 Le processus de remplissage dans le local feu

Les phénomènes de remplissage et de stratification sont étudiés dans le local "source" pour l'essai PRS-d3.

La Figure D-15 et la Figure D-16 présentent les évolutions temporelles des températures dans le local "source" sur les axes Nord-Ouest (NW) et Sud-Est (SE) (cf. Figure D-9 pour les orientations). L'axe SE se situe à proximité de l'ouverture L1\_L2, alors que l'axe NW est situé du côté opposé à l'ouverture. Ces évolutions montrent que les températures maximales sont relevées pour la hauteur la plus proche du plafond. Sur l'axe NW, la température maximale est environ égale à  $380^\circ\text{C}$ , sur l'axe SE la température maximale est environ égale à  $350^\circ\text{C}$  (sur la phase quasi-stationnaire). Il est observé que les températures mesurées sur l'axe NW sont plus élevées que celles relevées sur l'axe SE.

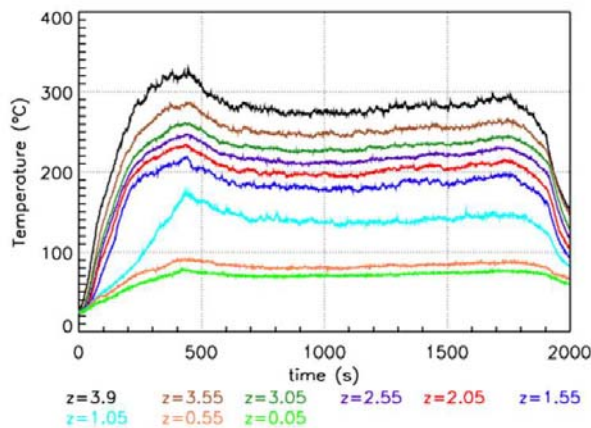


Figure D-15: Evolution temporelle des températures dans le local L1, PRS-d3, axe NW

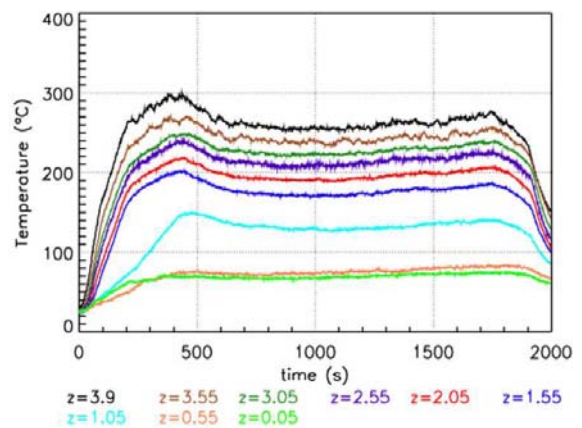


Figure D-16: Evolution temporelle des températures dans le local L1, PRS-d3, axe SE

A partir des évolutions temporelles de températures montrées ci-dessus pour l'essai PRS-



d3, des profils verticaux de températures sont extraits pour chacun des deux axes (Figure D-17 et Figure D-18). Différents profils sont tracés pour cinq temps caractéristiques: les trois premiers temps sont pris dans la phase de montée en puissance de l'incendie, le quatrième sur la phase stationnaire et le dernier lors de la phase de début d'extinction.

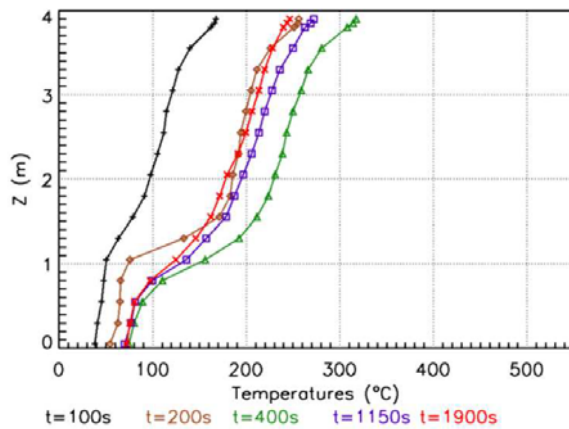


Figure D-17: Profils verticaux de températures dans le local L1, PRS-d3, axe NW

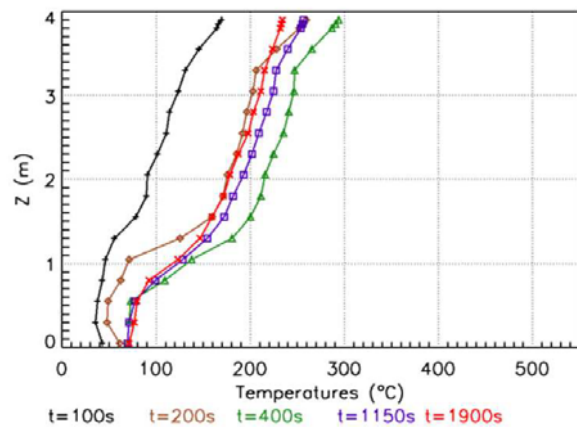


Figure D-18: Profils verticaux de températures dans le local L1, PRS-d3, axe SE

Ces profils de températures montrent un gradient vertical de température, les fumées sont stratifiées: en partie basse les fumées ont une température peu élevée, la température augmente avec la hauteur de mesure. Ces profils peuvent être décomposés en différentes zones caractérisées justement par un gradient de température  $dT/dz$ .

Ces profils verticaux de températures relevés dans le local "source" seront utilisés par la suite pour effectuer des calculs de débits massiques de fumées au niveau de l'ouverture entre les locaux "source" et "cible" (Nakaya 1986).

## D.IV L'écoulement à la porte

Comme pour les approches à échelle réduite, les caractéristiques recherchées de l'écoulement sont: sa morphologie (épaisseur de la couche de fumées à l'ouverture), les débits volumique et massique des fumées au niveau de la porte.

Les évolutions temporelles des vitesses et des températures au niveau de l'ouverture sont respectivement sur la Figure D-19 et sur la Figure D-20. La vitesse maximale est relevée pour le point le plus haut à la porte, elle est environ égale à 3.4 m/s pour l'essai PRS-d3 sur la phase stationnaire. En ce qui concerne la température maximale, elle est elle aussi mesurée au point le plus haut de la porte et est environ égale à 200°C sur la phase stationnaire.

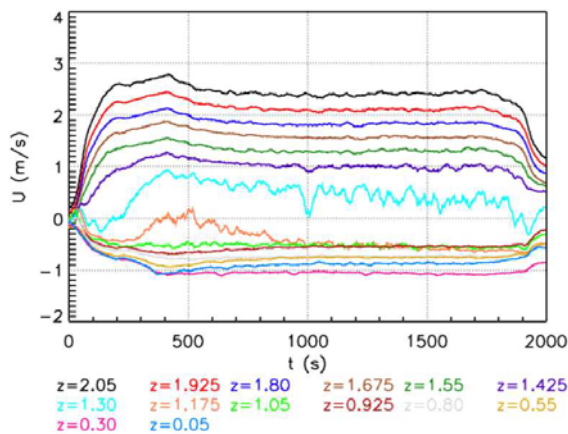


Figure D-19: Evolution temporelle des vitesses de l'écoulement à la porte, PRS-d3

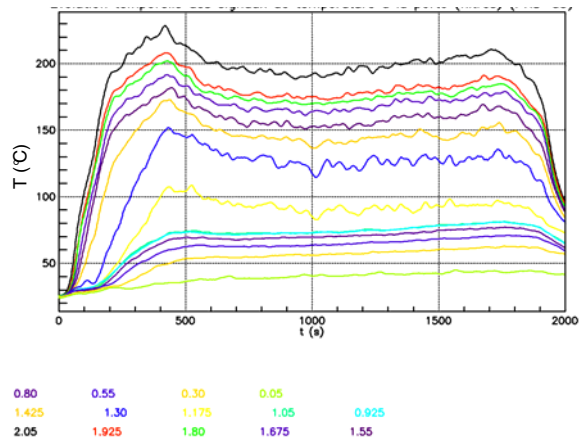


Figure D-20: Evolution temporelle des températures de l'écoulement à la porte, PRS-d3

A partir de ces évolutions temporelles, les profils verticaux de vitesse et de température à la porte (Figure D-21, Figure D-22) sont extraits pour cinq instants. Les profils de vitesse montrent un maximum en haut de porte, puis une forme linéaire. En partie basse de la porte, des valeurs de vitesses négatives sont relevées, ce qui signifie qu'un écoulement de retour d'air frais vers le local "source" est détecté. Les profils de température montrent une répartition en deux zones: une couche chaude de fumées stratifiées en partie haute de l'ouverture (gradient vertical de température), puis une zone de température pratiquement constante caractérisant l'écoulement d'air frais en partie basse.

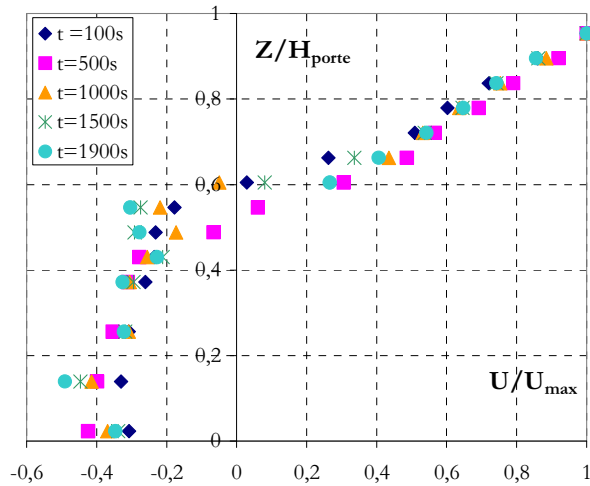


Figure D-21: Profils verticaux de vitesse à la porte, PRS-d3

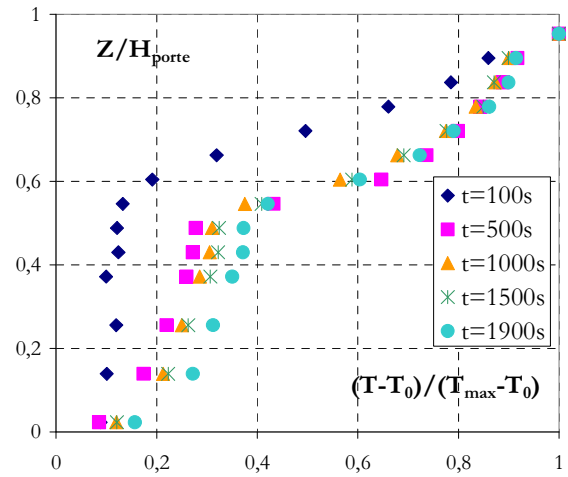


Figure D-22: Profils verticaux de température à la porte, PRS-d3

A partir de l'analyse des différents profils verticaux de vitesses (ou de la cartographie des isovitesses mesurées à la porte Figure D-24), la hauteur du plan neutre (hauteur pour laquelle la vitesse de l'écoulement au niveau de l'ouverture est nulle,  $H = H_{\text{porte}} - D_0$ ) peut être estimée. La Figure D-23 présente l'évolution temporelle de la hauteur du plan neutre  $H$ . Pour le test PRS-d3,  $H \sim 0.6 H_{\text{porte}}$ .

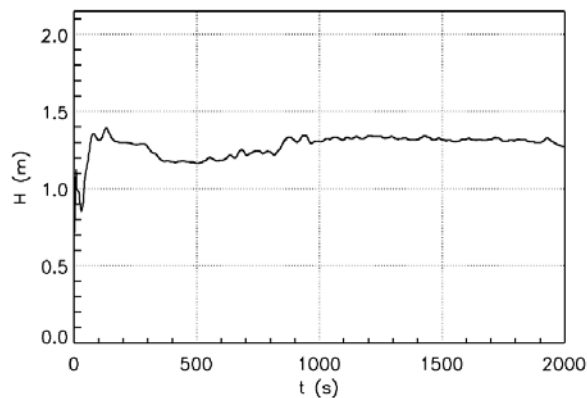


Figure D-23: Evolution temporelle de la hauteur du plan neutre, PRS-d3

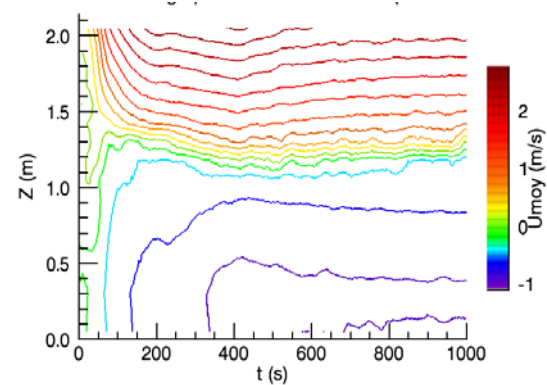


Figure D-24: Cartographie des isovitesses à la porte pour PRS-d3

Connaissant l'évolution temporelle de la hauteur du plan neutre  $H$  pour chacun des essais, il est possible d'étudier l'influence d'une part de la puissance de foyer et d'autre part du taux de renouvellement du système de ventilation sur la valeur de l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture ( $D_0/H_{\text{porte}} = 1 - H/H_{\text{porte}}$ ). La Figure D-25 donne les évolutions temporelles des épaisseurs de fumées à l'ouverture pour les essais PRS-d1 à PRS-d5. Il est constaté que pour chacun des essais, ni la puissance au foyer (pour un même TR) ni le taux de renouvellement ne semblent avoir d'influence sur cette caractéristique géométrique de l'écoulement. La valeur de l'épaisseur des fumées à l'ouverture est environ égale à  $D_0 \sim 0.4 H_{\text{porte}}$  sur la phase quasi-stationnaire de chacun des essais.

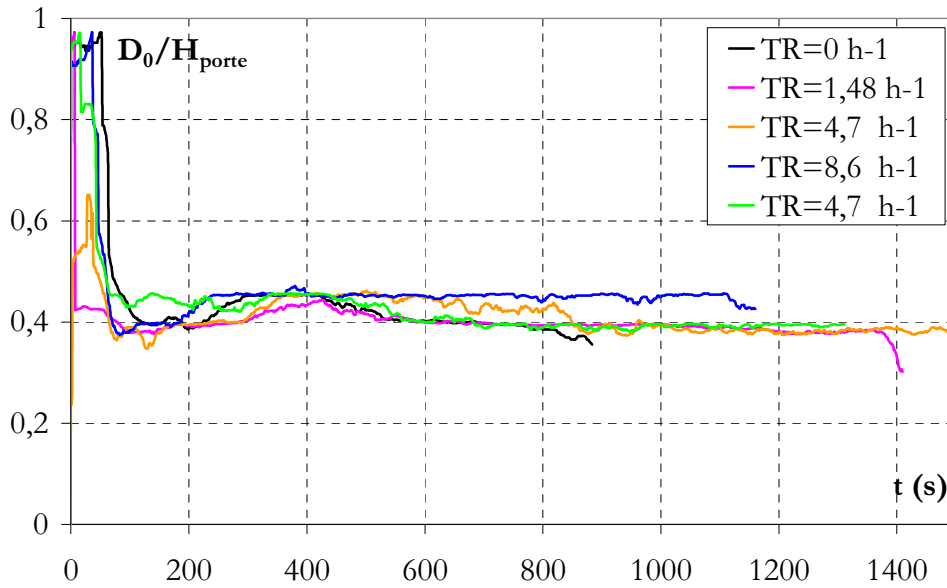


Figure D-25: Evolutions temporelles de l'épaisseur de la couche de fumées à la porte  $D_0$  pour différents taux de renouvellement

Après avoir caractérisé géométriquement l'écoulement à la porte, les débits volumiques entrant des fumées et sortant de l'air frais sont calculés à partir de l'intégration des profils de vitesse pour chaque instant à partir de la méthode des trapèzes.

$$q_{total} = \int_0^{H_{porte}} L_{porte} U(z) dz = \sum_{z=0}^{z=H_{porte}} \Delta z L_{porte} \frac{U(z) + U(z + dz)}{2} \quad \text{Équation D-2}$$

Avec  $U(z=0) = 0$  et  $U(z=H_{porte}) = 0$ . L'Équation D-2 est donnée pour un instant  $t$ .

Connaissant le débit total de l'écoulement de transfert sur la hauteur de la porte, il est ensuite facile de déduire le débit volumique d'air entrant dans le local "source" puis le débit volumique des fumées s'écoulant dans le local "cible" par les formulations suivantes (représentation schématique donnée Figure D-26):

$$\dot{q}_{air\ entrant} = -\left(\frac{\dot{q}_{total} - |\dot{q}_{total}|}{2}\right) \quad \text{Équation D-3}$$

$$\dot{q}_{fumées\ sortantes} = \dot{q}_{total} + \dot{q}_{air\ entrant} \quad \text{Équation D-4}$$

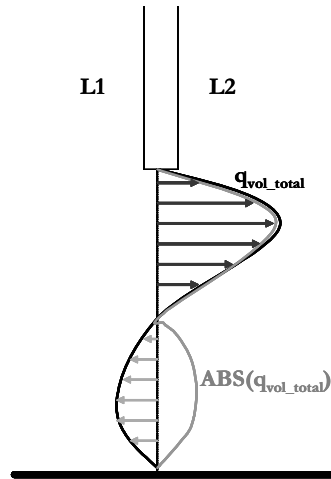


Figure D-26: Représentation schématique du principe de calcul des débits entrant et sortant à la porte

Les différents débits sont donc calculés à partir des équations présentées précédemment. Pour le test considéré (PRS-d3), leur évolution temporelle est présentée sur la Figure D-27. Sur la phase quasi-stationnaire, les valeurs suivantes sont relevées:  $\dot{q}_{\text{fumées sortantes}} \sim 3200 \text{ m}^3/\text{h}$  et  $\dot{q}_{\text{air entrant}} \sim 1000 \text{ m}^3/\text{h}$ . Ces débits volumiques sont très importants par rapport aux différents débits volumiques d'admission et d'extraction testés ( $180 \text{ m}^3/\text{h}$ ,  $560 \text{ m}^3/\text{h}$  et  $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ ), ce qui explique en partie l'invariance de l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture pour les différents taux de renouvellement testés. La ventilation n'a pas d'influence sur l'écoulement à la porte dans la gamme de  $Q_{\text{foyer}}$  et TR testée.

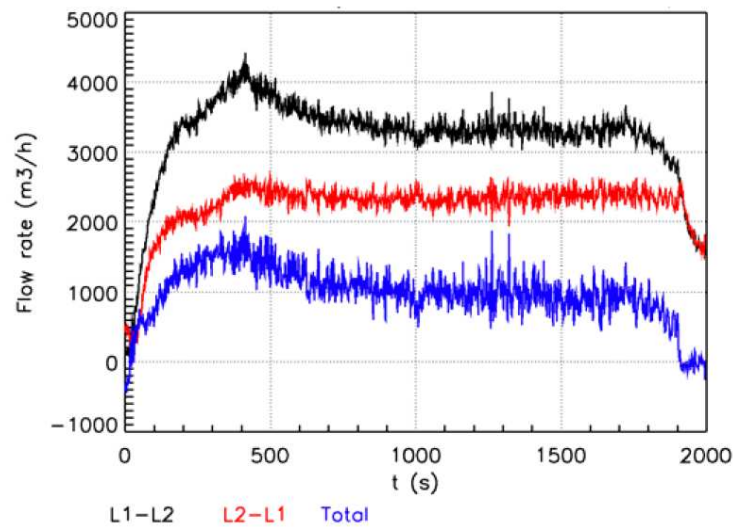


Figure D-27: Evolutions temporelles des différents débits volumiques à la porte, PRS-d3

A partir du débit volumique calculé pour chaque trapèze, le calcul du débit massique est ainsi évalué pour chacun d'eux:

$$\dot{m}_{\text{total}} = \int_0^{H_{\text{porte}}} L_{\text{porte}} \rho(z) U(z) dz = \sum_{z=0}^{z=H_{\text{porte}}} \Delta z L_{\text{porte}} \frac{\rho(z) + \rho(z + dz)}{2} \frac{U(z) + U(z + dz)}{2} \quad \text{Équation D-5}$$

La masse volumique  $\rho(z)$  est calculée à partir de la loi des gaz parfaits:  $\rho(z).T(z) = \rho_{\infty}.T_{\infty}$ .

Les débits massiques entrant d'air frais et sortant de fumées sont déduits de la même

façon que les débits volumiques (Équation D-3 et Équation D-4):

$$\dot{m}_{\text{air entrant}} = -\left(\frac{\dot{m}_{\text{total}} - |\dot{m}_{\text{total}}|}{2}\right) \quad \text{Équation D-6}$$

$$\dot{m}_{\text{fumées sortantes}} = \dot{m}_{\text{total}} + \dot{m}_{\text{air entrant}} \quad \text{Équation D-7}$$

L'évolution temporelle des débits massiques est donnée en Figure D-28. Pour l'exemple du test PRS-d3, sur la phase stationnaire il a été relevé:  $\dot{m}_{\text{fumées sortantes}} \sim 0.8 \text{ kg/s}$  et  $\dot{m}_{\text{air entrant}} \sim 0.7 \text{ kg/s}$ .

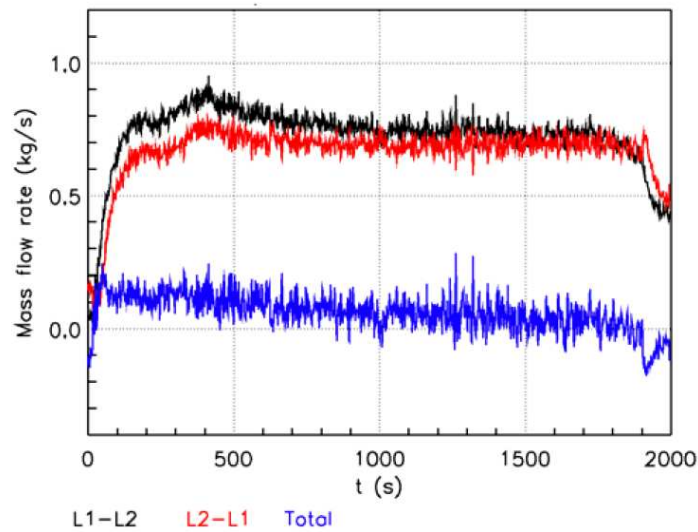


Figure D-28: Evolutions temporelles des différents débits massiques à la porte, PRS-d3

Connaissant les débits massiques sortant des fumées et entrant d'air frais, il est maintenant possible de calculer la puissance convective sur la hauteur de la porte:

$$Q_{\text{conv, total}} = \sum_{z=0}^{z=H_{\text{porte}}} C_p \dot{m}(z) \left( \frac{T(z) + T(z + \Delta z)}{2} - T_{\infty} \right) \quad \text{Équation D-8}$$

La puissance convective dans les fumées  $Q_{\text{fumées sortantes}}$  et la puissance convective de l'écoulement de retour d'air frais  $Q_{\text{air entrant}}$  sont calculées à partir des débits massiques  $\dot{m}_{\text{fumées sortantes}}$  et  $\dot{m}_{\text{air entrant}}$ .

La Figure D-29 présente les évolutions temporelles des trois puissances convectives citées ci-dessus. Sur la phase quasi-stationnaire,  $Q_{\text{fumées sortantes}} \sim 130 \text{ kW}$  et  $Q_{\text{air entrant}} \sim 50 \text{ kW}$ .

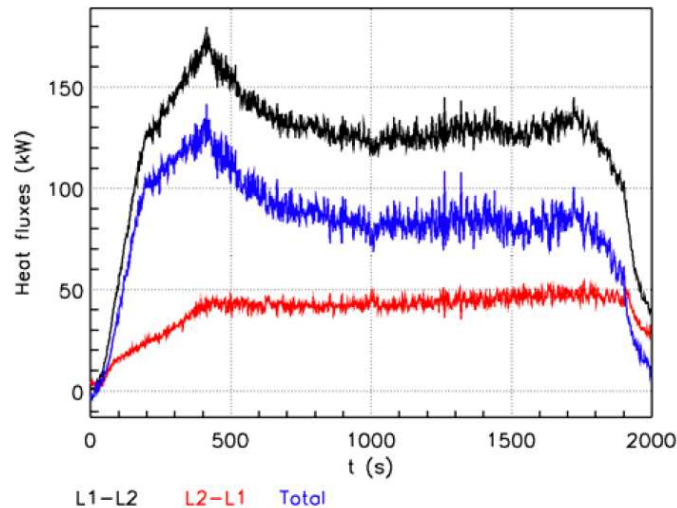


Figure D-29: Evolutions temporelles des puissances convectives au niveau de la porte

La Figure D-30 présente les évolutions temporelles des puissances convectives d'une part au foyer et d'autre part mesurée à la porte. Ce graphe permet de se rendre compte des pertes thermiques se produisant dans le local "source": sur la phase quasi-stationnaire,  $Q_{\text{conv\_foyer}} \sim 250$  kW et  $Q_{\text{conv\_porte}} \sim 120$  kW, ce qui signifie que seulement 48% de la puissance convective générée au foyer est retrouvée au niveau de l'ouverture,  $\sim 50\%$  de la puissance est d'une part absorbé par conduction par les parois en béton armé du local "source" et d'autre part perdu par convection dans l'extraction du local "source".



Figure D-30: Evolutions temporelles des puissances convectives au foyer et à la porte

Les grandeurs moyennes calculées au niveau de l'ouverture sont maintenant discutées.

La Figure D-31 présente, pour les cinq premiers tests de la campagne, le débit volumique des fumées sortantes, moyennés sur la phase stationnaire du test, en fonction de la puissance convective calculée sur l'épaisseur de la couche de fumées à la porte. Le débit volumique débitant augmente avec la puissance convective des fumées.

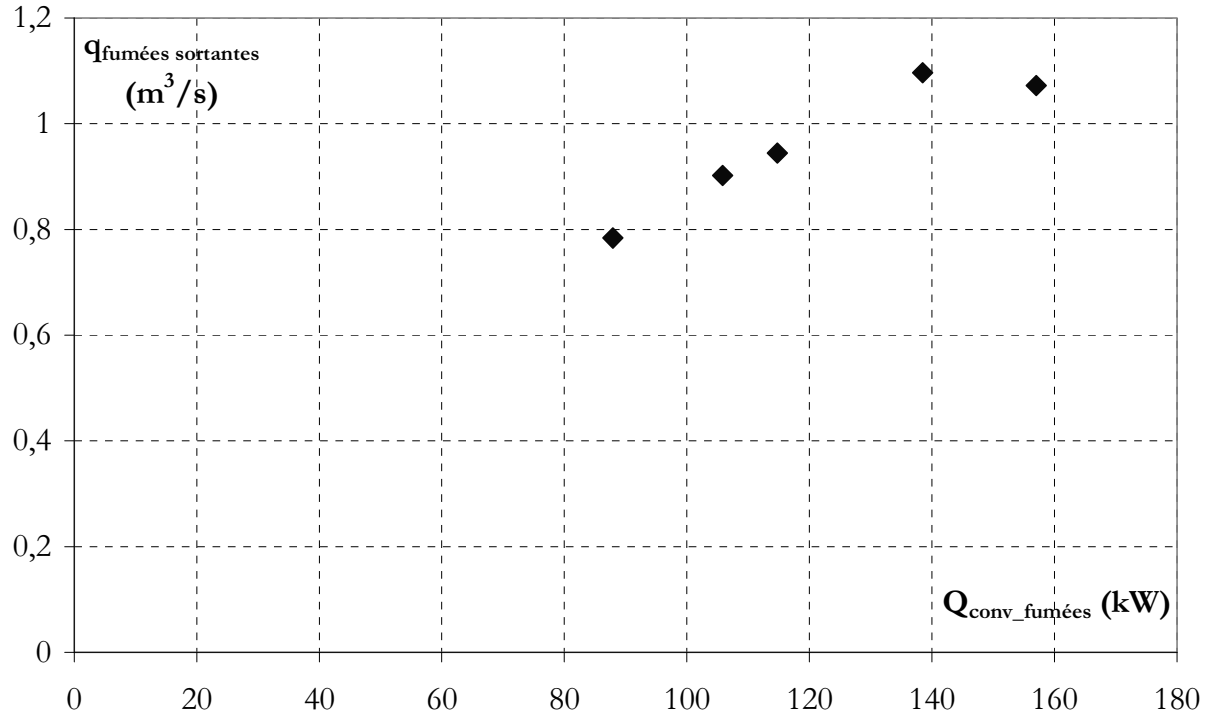


Figure D-31: Evolution du débit volumique des fumées à la porte en fonction de la puissance convective à la porte calculés sur l'épaisseur de la couche de fumées et moyennés sur la phase quasi-stationnaire pour chaque essai

Connaissant l'épaisseur de la couche de fumées à la porte moyennée sur la phase stationnaire d'un essai ainsi que le débit volumique moyen des fumées sortantes, la vitesse moyenne des fumées traversant l'ouverture est estimée à partir de:

$$U_{\text{fumées sortantes}} = \frac{q_{\text{fumées sortantes}}}{L_{\text{porte}} D_0} \quad \text{Équation D-9}$$

Avec  $L_{\text{porte}} = 0.72$  m.

Cette vitesse moyenne augmente avec la puissance convective mesurée à la porte et semble se stabiliser pour les deux essais aux puissances les plus importantes (Figure D-32).



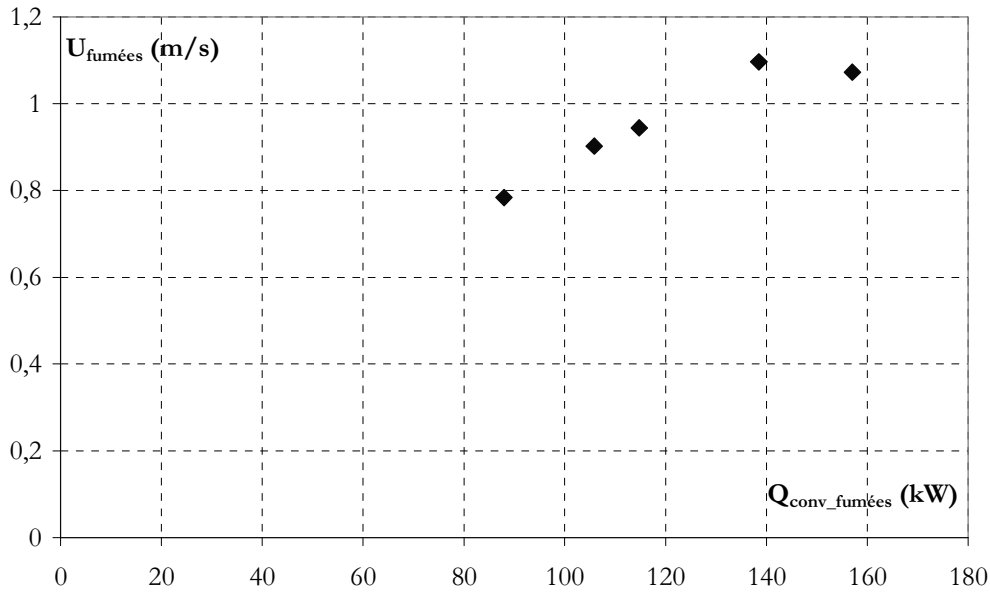


Figure D-32: Evolution de la vitesse de l'écoulement des fumées à la porte en fonction de la puissance convective à la porte calculées sur l'épaisseur de la couche de fumées et moyennées sur la phase quasi-stationnaire pour chaque essai

La masse volumique est aussi calculée, à partir des débits massique et volumique, puis moyennée sur la phase stationnaire de chacun des essais:

$$\rho_{\text{fumées sor tan tes}} = \frac{\dot{m}_{\text{fumées sor tan tes}}}{q_{\text{fumées sor tan tes}}} \quad \text{Équation D-10}$$

Pour la gamme de puissances de foyer testée, la masse volumique de la couche de fumées reste relativement constante pour les différents essais:  $\rho_{\text{fumées}} \sim 0.8 \text{ kg/m}^3$  (Figure D-33).

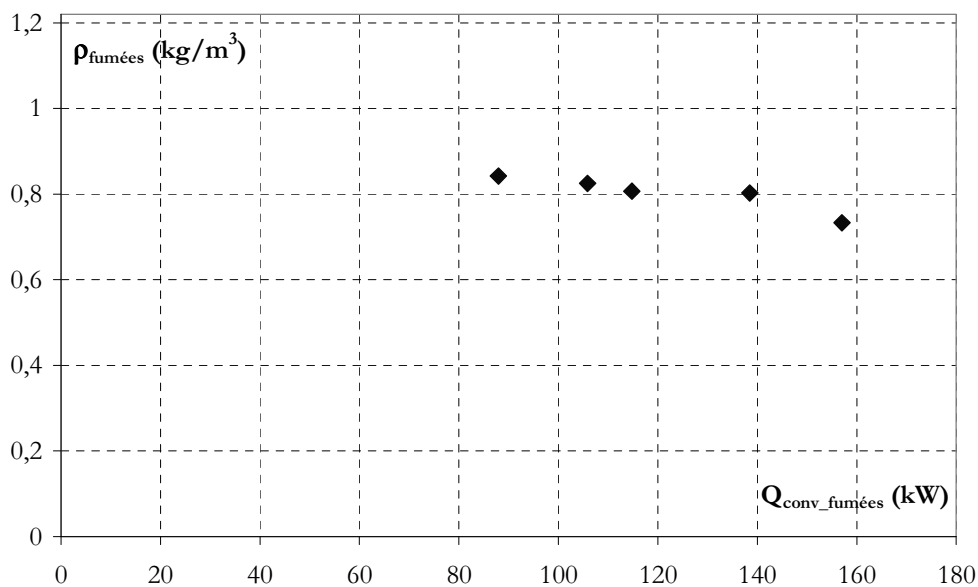


Figure D-33: Evolution de la masse volumique en fonction de la puissance convective à la porte calculées sur l'épaisseur de la couche de fumées et moyennées sur la phase quasi-stationnaire pour chaque essai

La Figure D-34 présente l'évolution du rapport  $D_0/H_{\text{porte}}$  en fonction des paramètres à la porte  $Q_c$  et  $q_{\text{porte}}$ . Le graphe montre que l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture évolue de façon linéaire avec le produit des conditions initiales à la porte.

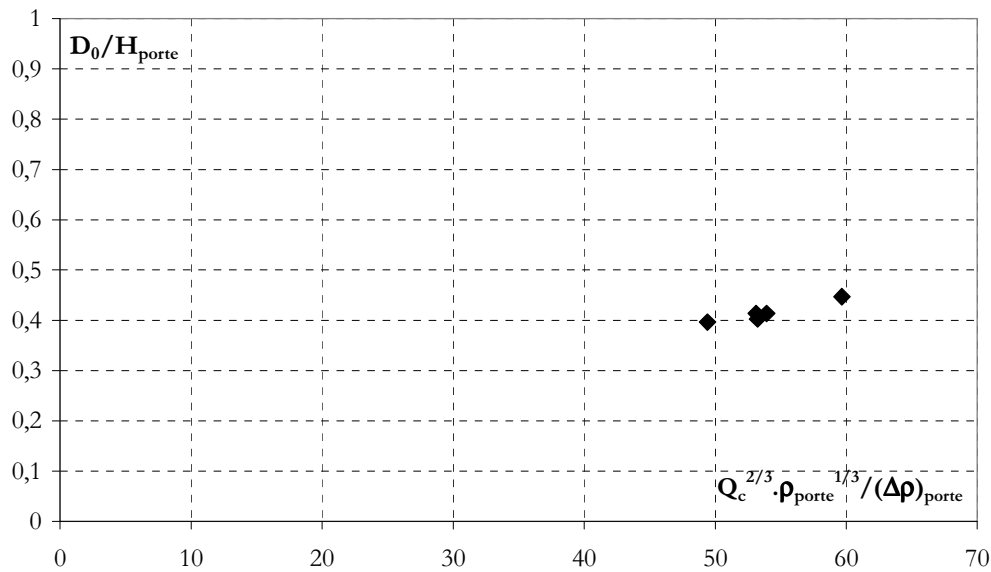


Figure D-34: Evolution de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  en fonction des données d'entrée  $Q_c$  et  $q_{\text{porte}}$

Connaissant le débit massique des fumées sortantes au niveau de la porte de manière expérimentale (Figure D-28), il est intéressant de comparer les valeurs obtenues à celles obtenues de façon théorique, à partir de Bernoulli ou à partir du modèle de Nakaya 1986.

Le débit massique des fumées sortantes s'exprime à partir du théorème de Bernoulli de la façon suivante :

$$\dot{m}_{\text{fumées sortantes}} = \frac{2}{3} \rho_{\text{porte}} C_D L_{\text{porte}} \sqrt{2g \frac{(\rho_{\infty} - \rho_{\text{porte}})}{\rho_{\text{porte}}}} D_0^{\frac{3}{2}} \quad \text{Équation D-11}$$

Cette formulation est utilisée par Quintiere avec  $C_D = 0.7$ .

Pour effectuer la comparaison explicitée ci-dessus, les valeurs caractéristiques de l'écoulement à la porte calculées sur l'épaisseur de la couche de fumées et moyennées sur la phase quasi-stationnaire de chaque essai sont indispensables pour aboutir à la valeur du  $\dot{m}_{\text{fumées\_EXPE}}$ . Connaissant les débits volumiques moyens ainsi que les masses volumiques moyennes, le débit massique est calculé sur la couche de fumées et moyenné sur la phase stationnaire de chaque essai.

Avec ces différentes valeurs, le débit massique des fumées entrant dans le local "cible" est calculé par les deux méthodes (Quintiere et Nakaya) puis comparé aux données expérimentales (Figure D-35).

La Figure D-35 présente l'évolution du débit massique des fumées sortantes calculé à partir du théorème de Bernoulli en fonction du débit massique mesuré expérimentalement. Les valeurs obtenues sont assez proches. Les différences entre les valeurs trouvées proviennent certainement de la différence de valeur du coefficient de décharge  $C_D$ .

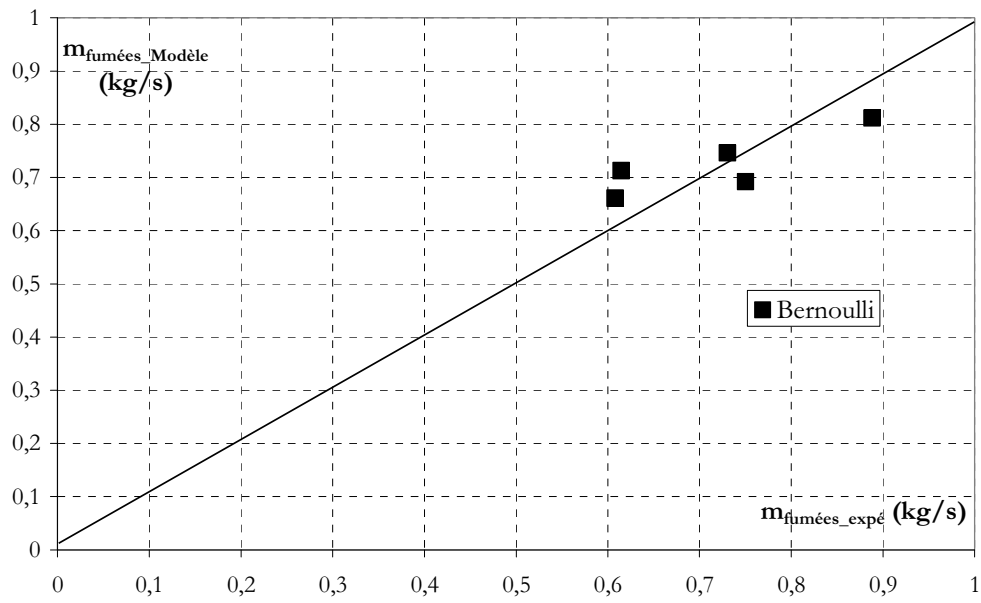


Figure D-35: Evolution du débit massique calculé à partir de Bernoulli en fonction du débit massique trouvé expérimentalement

## D.V Le panache déversant

Dans ce paragraphe, le panache déversant est étudié, les caractéristiques recherchées sont sa trajectoire, son point d'impact au plafond du local "cible", puis les températures au sein de cet écoulement. Pour cette étude, deux méthodes sont utilisées: des mesures de températures par thermocouples puis des visualisations du panache déversant par tomographie laser.

Une grille de thermocouples est placée dans le passage de l'écoulement comme cela l'a été décrit précédemment (Figure D-10).

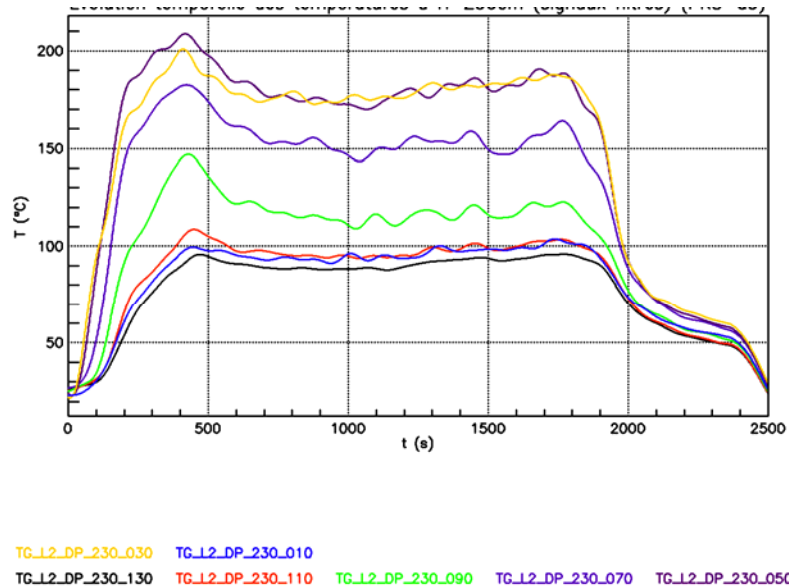
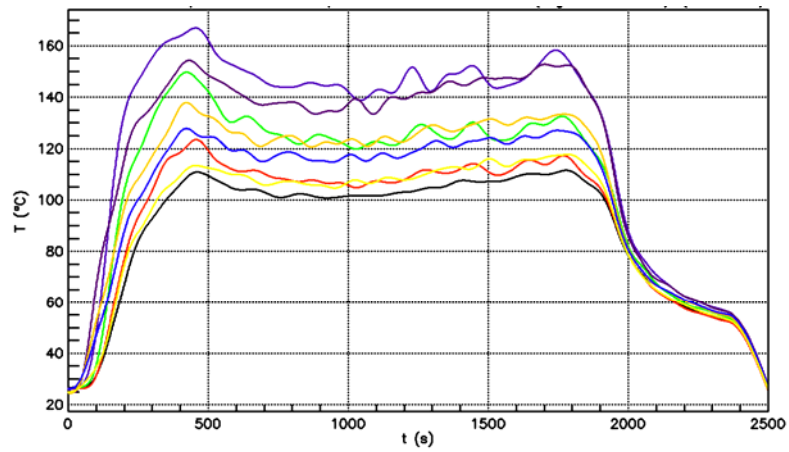
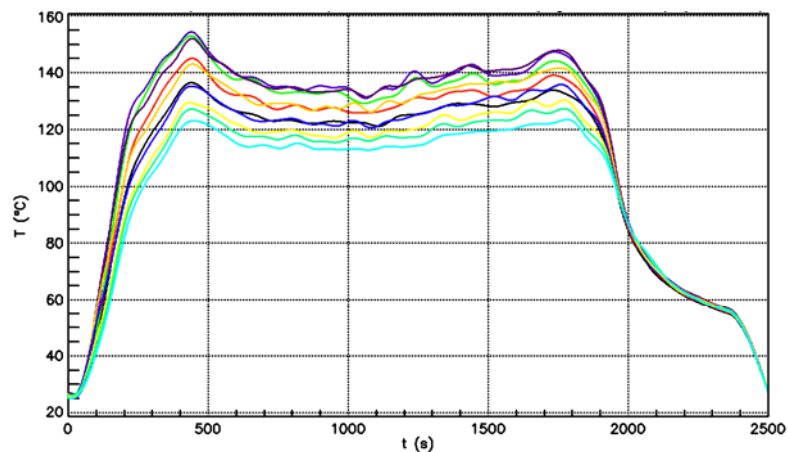


Figure D-36: Evolution temporelle des températures dans le panache déversant à la côte  $z = 2.3$  m pour le test PRS-d3



TG\_L2\_DP\_305\_070    TG\_L2\_DP\_305\_050    TG\_L2\_DP\_305\_030  
 TG\_L2\_DP\_305\_170    TG\_L2\_DP\_305\_150    TG\_L2\_DP\_305\_130    TG\_L2\_DP\_305\_110    TG\_L2\_DP\_305\_090

Figure D-37: Evolution temporelle des températures dans le panache déversant à la côte  $z = 3.05$  m pour le test PRS-d3



TG\_L2\_DP\_380\_110    TG\_L2\_DP\_380\_090    TG\_L2\_DP\_380\_070    TG\_L2\_DP\_380\_050    TG\_L2\_DP\_380\_030  
 TG\_L2\_DP\_380\_220    TG\_L2\_DP\_380\_190    TG\_L2\_DP\_380\_170    TG\_L2\_DP\_380\_150    TG\_L2\_DP\_380\_130

Figure D-38: Evolution temporelle des températures dans le panache déversant à la côte  $z = 3.8$  m pour le test PRS-d3

D'après ces évolutions temporelles de températures pour les trois côtes différentes (Figure D-36, Figure D-37 et Figure D-38), la température dans le panache déversant diminue avec la hauteur du fait de l'entraînement d'air dans l'écoulement. La Figure D-39 donne l'évolution temporelle des températures maximales relevées pour chaque côte  $z$ . Sur la phase quasi-stationnaire,  $T_{\max}(z=3.8\text{m}) \sim 130^{\circ}\text{C}$  alors que  $T_{\max}(z=2.3\text{m}) \sim 180^{\circ}\text{C}$ .

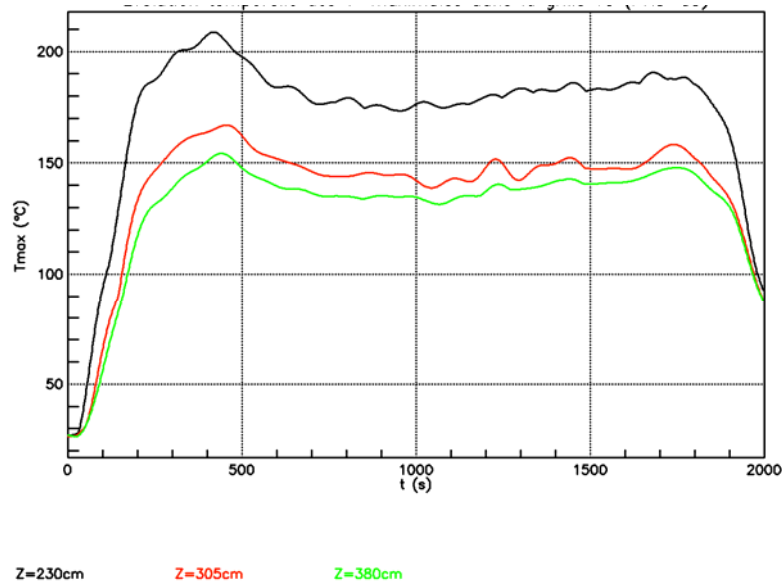


Figure D-39: Evolution temporelle de la température maximale pour les trois côtes différentes pour le test PRS-d3

Une attention particulière est portée sur le point d'impact au niveau du plafond du local "cible". Pour la côte  $z = 3.8$  m, les profils horizontaux de températures pour trois instants différents (choisis sur la phase quasi-stationnaire) sont tracés sur la Figure D-40. La zone d'impact au plafond est caractérisée par la température maximale du profil horizontal, pour le test PRS-d3, sur la phase stationnaire  $T_{\max} \sim 140^{\circ}\text{C}$  et  $x(T_{\max}) \sim 150 \pm 20$  cm. Sur ce graphe, il est constaté que la température du panache déversant du côté de la paroi est plus faible que celle mesurée dans l'écoulement sous plafond. Cette observation signifie qu'il existe une zone de recirculation d'air du côté de la paroi.

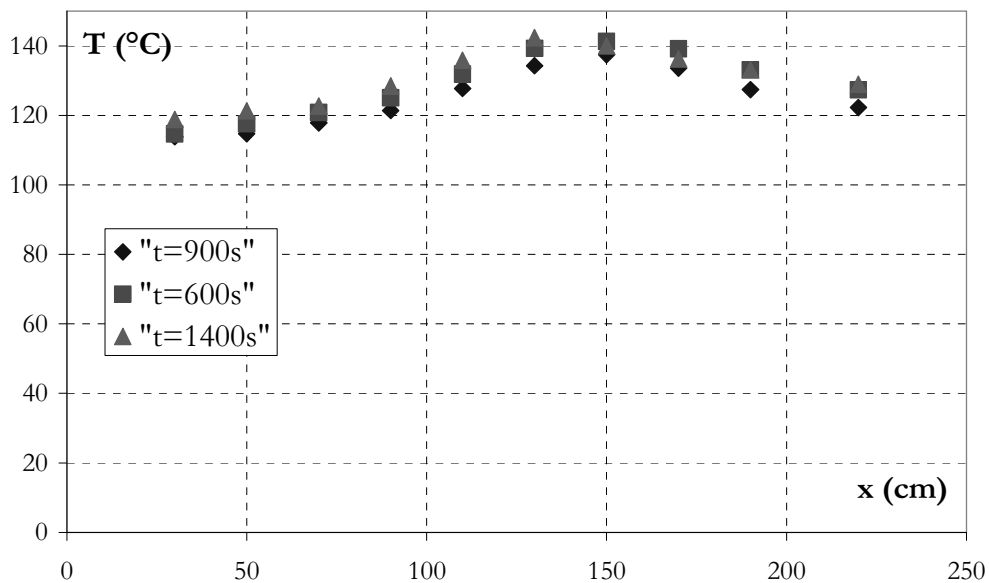


Figure D-40: Profils horizontaux de température à  $z = 3.8$  m pour trois instants différents (PRS-d3)

Pour les cinq premiers tests de la campagne, la trajectoire des températures maximales du panache déversant est relevée sur une phase quasi-stationnaire. La méthode est la suivante: à un instant donné ( $t = 600$  s pour la Figure D-41), à chaque côte  $z$  de la grille de thermocouples, la

température maximale est relevée. En traçant le rapport  $Z/H_{\text{plafond}}$  en fonction de  $x(T_{\text{max}})/H_{\text{linteau}}$ , la trajectoire des températures maximales est obtenue (Figure D-41).

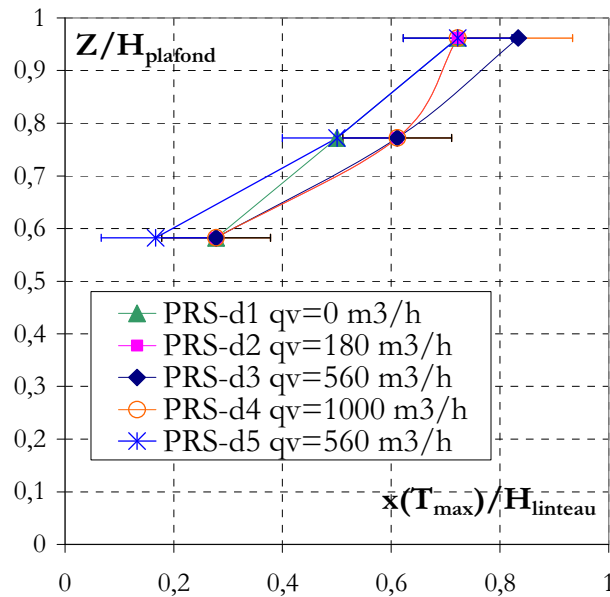


Figure D-41: Trajectoires des températures maximales pour  $t = 600$  s, pour différents essais

Ces trajectoires montrent que la position du point d'impact au plafond du local "cible",  $x_0$ , est environ égale à  $x_0 \sim 0,8 H_{\text{linteau}}$ .

Des visualisations par tomographie laser sont réalisées dans le but de caractériser géométriquement le panache de fumées se déversant au niveau de la porte. Le traitement d'image est réalisé par le logiciel IDL. Les caractéristiques recherchées de l'écoulement sont: l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de l'ouverture, la trajectoire du panache dans le local "cible" ainsi que son point d'impact au plafond.

Ces visualisations par tomographie laser ont été mises en place pour quatre essais. Les images réellement exploitables pour le traitement d'images sont obtenues pour les essais PRS-d1 et PRS-d6.

Concernant le test PRS-d1, la détermination de la trajectoire du panache est étudiée. La Figure D-42 donne un exemple d'image obtenue à partir du film de la caméra numérique standard. La Figure D-44 montre un exemple de traitement d'images qui peut être réalisé : un profil d'intensité lumineuse est tracé pour  $y = 230$  cm à partir de l'image moyenne obtenue (Figure D-43). Ce profil d'intensité est comparé aux profils de température tracés pour différents instants. La comparaison présente des résultats satisfaisants.



Figure D-42: Photographie du panache déversant, Image extraite d'un film obtenu par caméra numérique standard (PRS-D1)

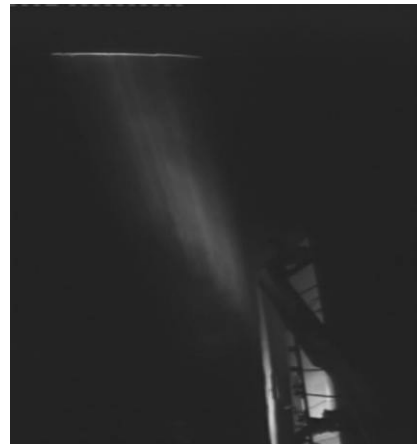


Figure D-43: Image moyenne obtenue pour PRS-D1

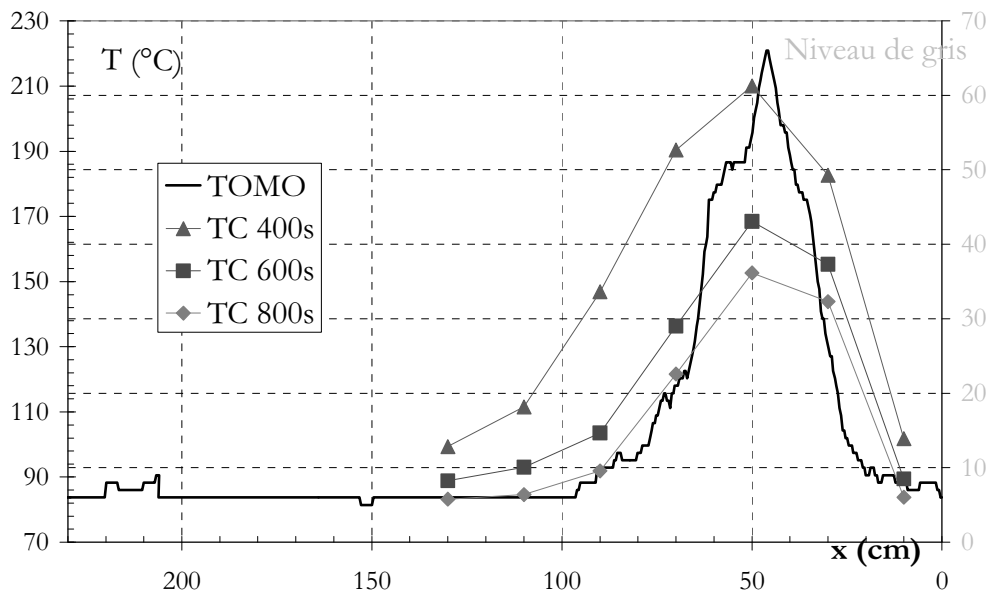


Figure D-44: Exemple de traitement d'images (sur image moyenne) et de comparaison avec les profils de températures en  $y = 230$  cm (essai PRS-D1)

La technique de visualisation semble pouvoir retranscrire l'évolution de la trajectoire, les frontières du panache sont retrouvées sur les profils de température et d'intensité lumineuse maximale.

Pour l'essai PRS-D1, l'image moyenne obtenue ne permet pas de détecter la position du point d'impact (position du point d'intensité lumineuse maximale) au plafond. L'intensité de la nappe laser étant trop faible à la hauteur du plafond. Sur cette configuration, l'épaisseur de la couche de fumées au niveau de la porte est difficilement mesurable, car non visible dans la nappe laser, la zone de visualisation étant limitée par le couple position fibre optique/angle d'ouverture de la tête de fibre.





Figure D-45: Photographie du panache déversant à la porte L1\_L2, Image extraite d'un film obtenu par caméra numérique standard (PRS-D6)



Figure D-46: Photographie du panache déversant à la porte L1\_L2, Image extraite d'un film obtenu par caméra haute résolution (PRS-D6)

Lors de l'essai PRS-d6, les visualisations du panache dans le local L2 (Figure D-45, Figure D-46) montrent que l'épaisseur de la couche de fumées peut être mesurée ( $D_0 \sim 1/3.H_{\text{porte}}$ ) ainsi que la trajectoire des points d'intensité lumineuse maximale. Pour ce réglage, le point d'impact du panache au plafond se trouvant en dehors de la zone de visualisation, il n'est pas mesuré.

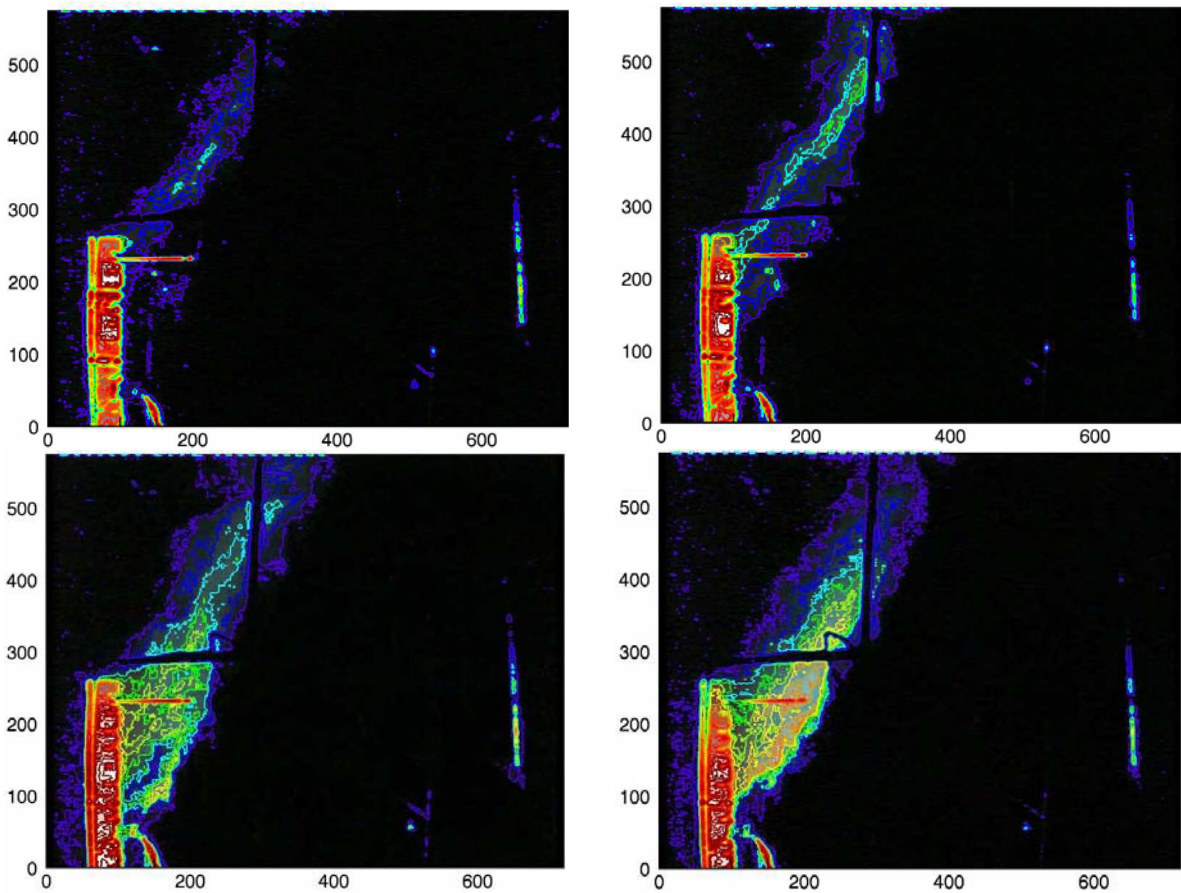


Figure D-47: Isocontours d'intensité lumineuse obtenus pour différents instants pour PRS-d6

La technique de visualisation par tomographie laser lors de tests à échelle réelle a donc été

mise en place. Les résultats obtenus sont plutôt encourageants. La réalisation de ces tests permet de tirer certains enseignements pour de futurs essais à moyenne ou grande échelle.

## **D.VI Croisement des différentes approches**

Dans ce paragraphe, des croisements entre différents résultats obtenus sur les approches expérimentales présentées précédemment sont effectués. L'objectif de cette dernière partie est de voir dans quelle mesure, les approches "petite échelle" peuvent prédire, pour les tests pleine échelle, certaines des caractéristiques des écoulements étudiés (processus de remplissage dans le local "source", écoulement de transfert au niveau de l'ouverture, panache déversant dans le local "cible"). Pour pouvoir effectuer les croisements entre l'échelle réelle et l'échelle réduite, le dispositif DIVA étant le dispositif de référence, les valeurs obtenues sur les deux maquettes sont transposées à pleine échelle par l'intermédiaire des lois d'échelle données dans le Tableau B-1.

Dans le paragraphe C.VII, une étude comparative a déjà été menée entre la maquette isotherme et la maquette thermique. Ces comparaisons qualitatives mais aussi quantitatives ont montré d'une part des différences au niveau du terme source, des profils verticaux de masse volumique dans le local "source" et donc à la porte, et d'autre part de grandes similitudes en termes de profils verticaux de vitesse à l'ouverture et de caractéristiques géométriques des écoulements (épaisseur de la couche de fumées à la porte, position du point d'impact du panache déversant au plafond du local "cible").

### **D.VI.1 Les approches thermiques**

Dans cette partie, une comparaison est d'abord réalisée entre les approches thermiques petite et grande échelle. Concernant le terme source, la même démarche est utilisée: combustion d'un hydrocarbure (TPH) dans un bac en acier pour différents diamètres. Cependant, les termes "source" sont difficilement comparables car ils correspondent à des régimes de combustion différents : convectif laminaire turbulent à échelle réduite et radiatif turbulent à échelle réelle.

La comparaison est plus appropriée sur l'écoulement à la porte et le panache déversant.

Même si les puissances convectives calculées sur l'épaisseur de la couche de fumées ne sont pas du même ordre sur les deux dispositifs, les profils verticaux de vitesse et de température relevés à la porte sont mis en parallèle de manière qualitative.

Les profils verticaux de vitesse et de température sont donnés sous forme adimensionnelle (Figure D-48, Figure D-49, Figure D-51 et Figure D-52). Concernant les profils de vitesse, l'écoulement de retour d'air frais dans le local "source" est nettement observé à échelle réelle contrairement à ce qui est visualisé sur la maquette thermique (les vitesses de retour sont faibles, difficilement détectables par la PIV): le processus de combustion dans DIVA est plus important en termes de pulsations de la flamme et donc d'appel d'air au niveau de l'ouverture.

Les gradients verticaux de vitesse semblent similaires ce qui n'est pas le cas des gradients verticaux de températures. Auparavant dans le rapport, il est observé que les pertes thermiques par conduction au niveau des parois latérales dans le local "source" ont une influence non négligeable sur la stratification des fumées dans le premier local et donc à l'ouverture. Cette différence dans la stratification des fumées sur les deux dispositifs provient donc du fait des écarts de valeurs entre les pertes thermiques au niveau des parois dans les deux dispositifs: ~ 90% de pertes dans la maquette thermique alors que dans le dispositif DIVA ~60% de pertes.

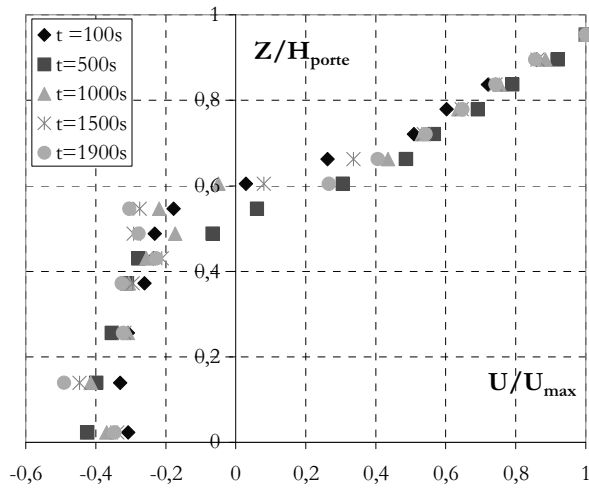


Figure D-48: Profils verticaux de vitesse relevés à la porte pour PRS-d3

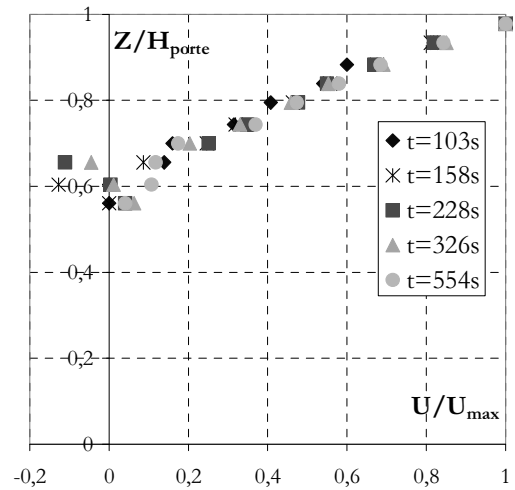


Figure D-49: Profils verticaux de vitesse relevés à la porte pour un essai sur maquette thermique

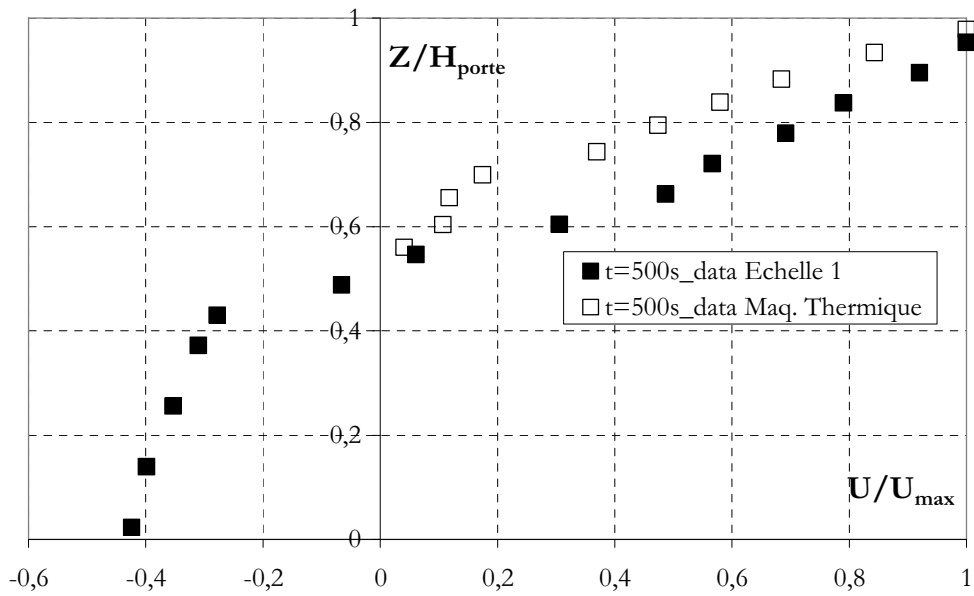


Figure D-50: Profils adimensionnés de vitesse relevés à la porte sur les 2 dispositifs

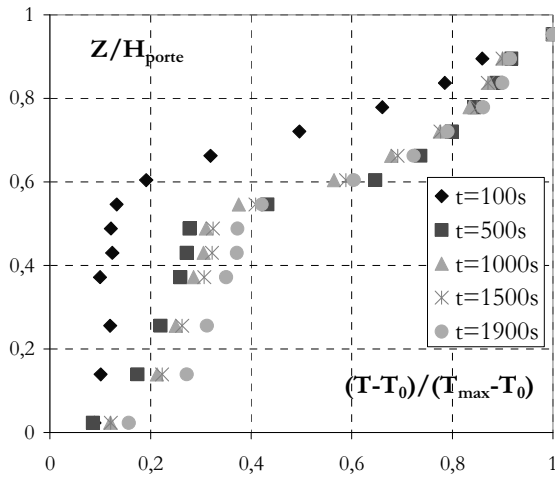


Figure D-51: Profils verticaux de température relevés à la porte pour PRS-d3

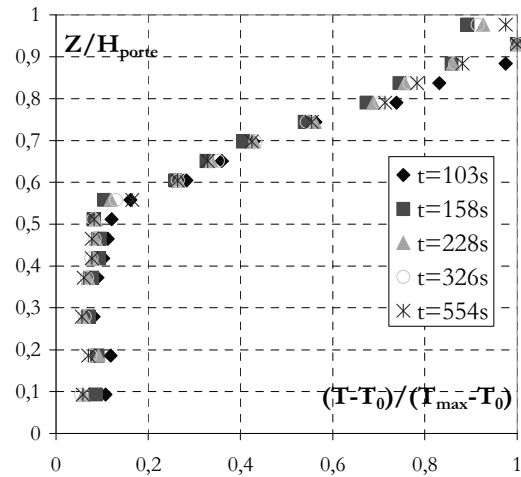


Figure D-52: Profils verticaux de température relevés à la porte pour un essai sur maquette thermique

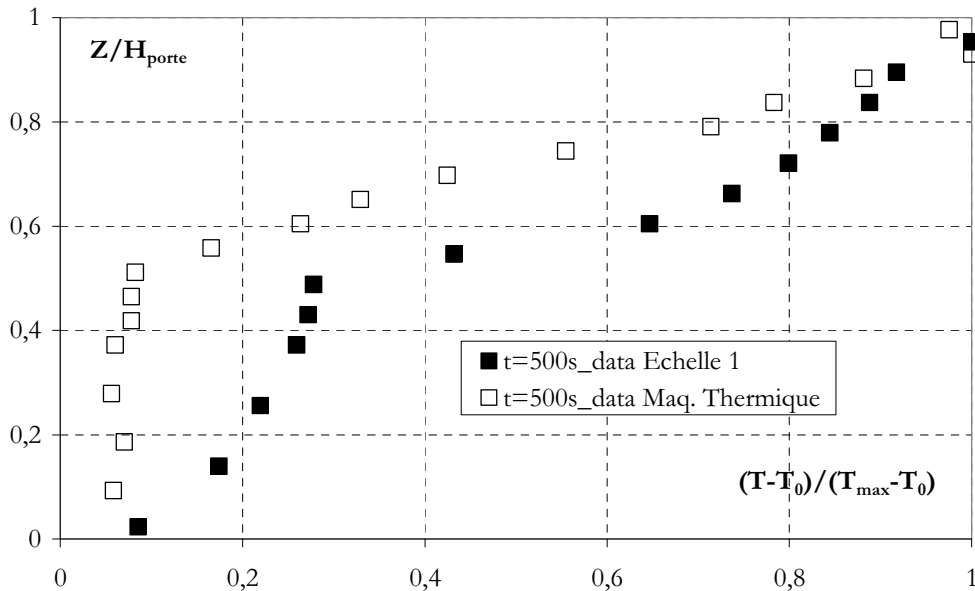


Figure D-53: Profils adimensionnés de température relevés à la porte sur les 2 dispositifs

Concernant l'épaisseur de la couche de fumées à la porte, à pleine échelle, elle est environ égale à  $D_0 \sim 0.4.H_{\text{porte}}$ , alors que sur la maquette thermique  $D_0 \sim 0.2.H_{\text{porte}}$  (détermination par traitement d'images) et  $D_0 \sim 0.4.H_{\text{porte}}$  (détermination par mesures de températures). Ces résultats sont valables pour les gammes de puissances au foyer et les taux de renouvellement du système de ventilation testées. Les résultats sont différents suivant la technique de mesure utilisée. Nous rappelons que les puissances testées ne sont pas identiques, l'épaisseur  $D_0$  augmente avec la puissance convective à la porte. Il est recommandé de retenir la technique de détermination de  $D_0$  par les mesures de températures. Dans ce cas, les résultats obtenus aux deux échelles différentes sont en bon accord.

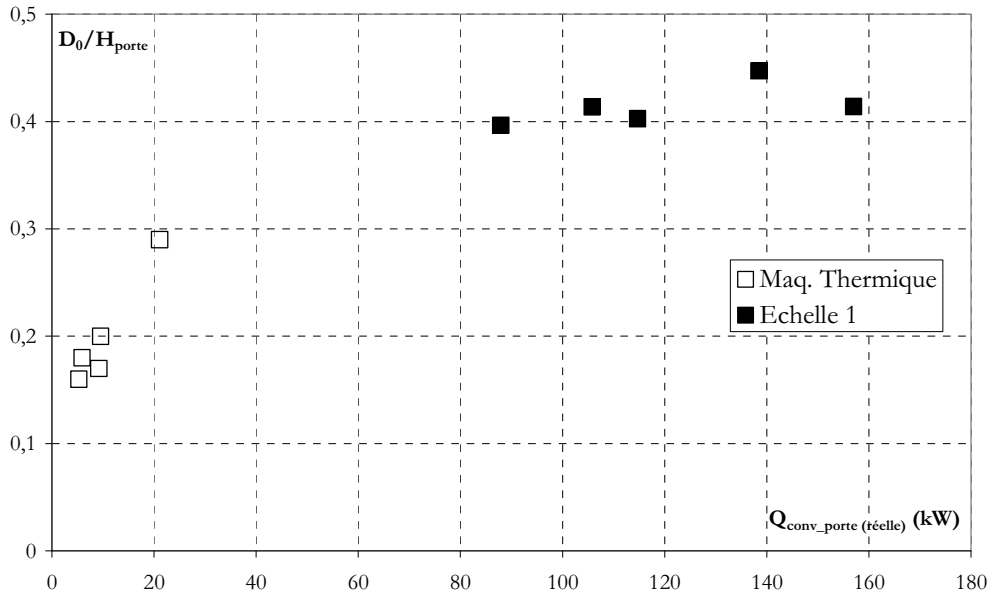


Figure D-54 : Evolution de l'épaisseur  $D_0$  en fonction de la puissance convective à la porte

En ce qui concerne le panache déversant dans le local "cible", la Figure D-55 et la Figure D-56 sont mises en parallèle pour comparer les trajectoires des températures maximales trouvées dans les deux dispositifs. Cette comparaison montre un bon accord entre les différents résultats. La position du point d'impact du panache déversant au plafond du local "cible" est trouvée égale dans les deux cas à  $x_0 \sim 0,8.H_{lnt}$ . Ces résultats montrent que les taux de renouvellement testés pendant la campagne expérimentale n'ont pas d'influence sur l'écoulement de fumées dans le local "cible", ainsi que les puissances testées sur les deux dispositifs.

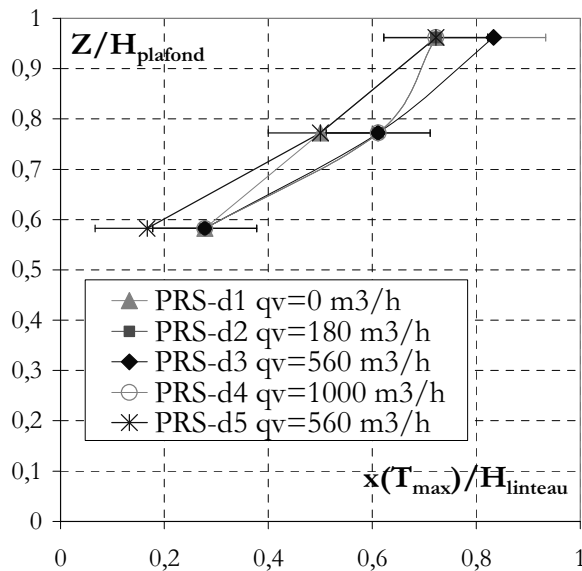


Figure D-55: Trajectoires des températures maximales du panache déversant pour les essais PRISME-DOOR

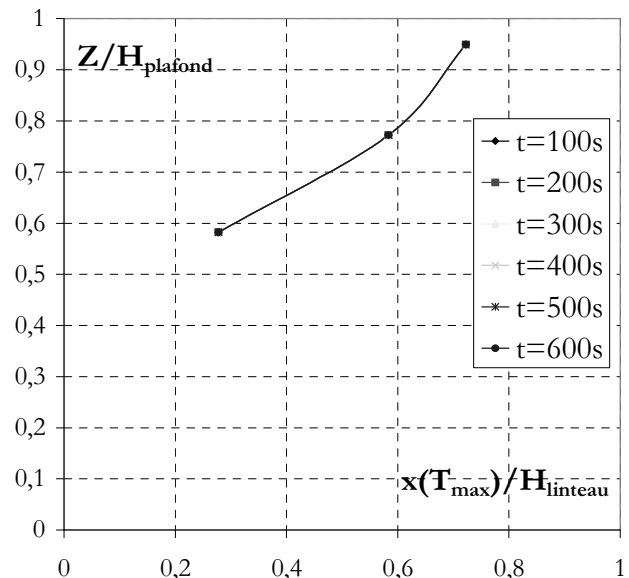


Figure D-56: Trajectoires des températures maximales du panache déversant pour un essai sur maquette thermique

D'un point de vue visuel, l'écoulement de fumées dans le local "cible" sont similaires pour les trois dispositifs.

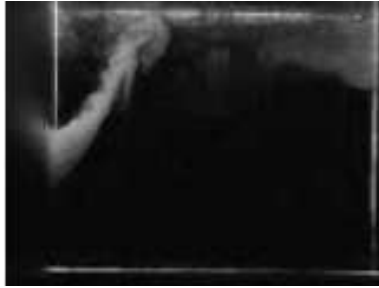


Figure D-57: Image obtenue par tomographie laser dans la maquette isotherme

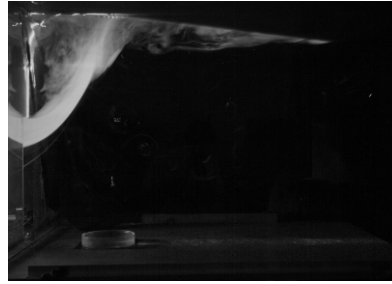


Figure D-58: Image obtenue par tomographie laser dans la maquette thermique



Figure D-59: Image obtenue par tomographie laser dans le dispositif DIVA

### D.VI.2 Approche isotherme à échelle réduite et approche incendie à échelle réelle

Après avoir fait des croisements [maquette densimétrique ↔ maquette thermique] puis [maquette thermique ↔ dispositif DIVA], il est maintenant intéressant de voir dans quelle mesure les résultats obtenus sur le dispositif pleine échelle peuvent être simulés sur la maquette densimétrique. Les résultats mis en parallèle concernent uniquement l'écoulement à la porte et le panache déversant.

La Figure D-60 montre que l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  à la porte est bien retrouvée avec la maquette isotherme et un ajout d'air de 65% dans le mélange initialement injecté dans le dispositif.

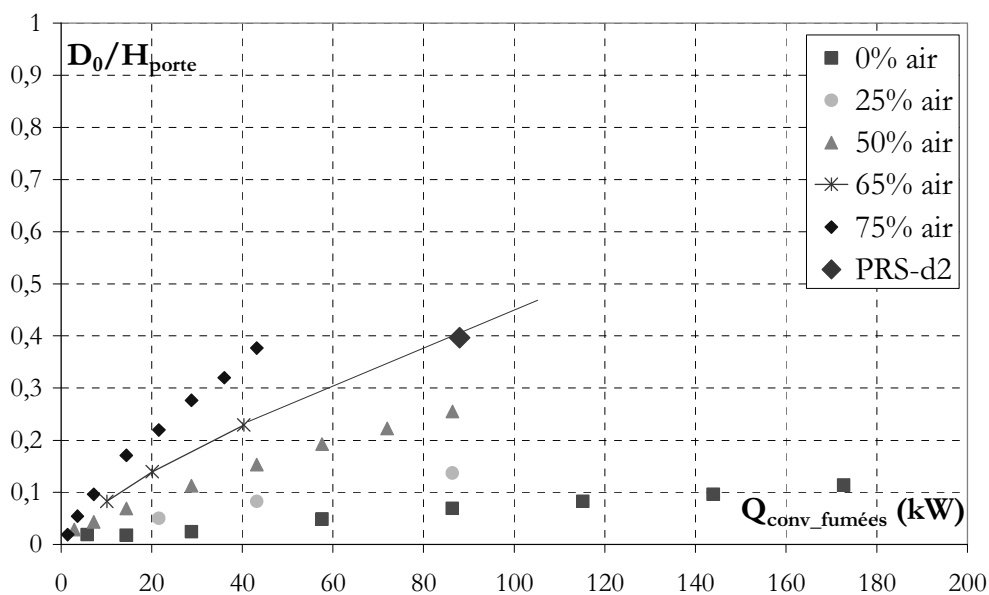


Figure D-60: Evolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction de la puissance convective à la porte pour différentes proportions d'air (données pleine échelle)

La Figure D-61 présente la comparaison entre les points expérimentaux obtenus à la loi de comportement (cf. Équation B-25 p.47). Ce graphe confirme le bon accord entre les deux approches.

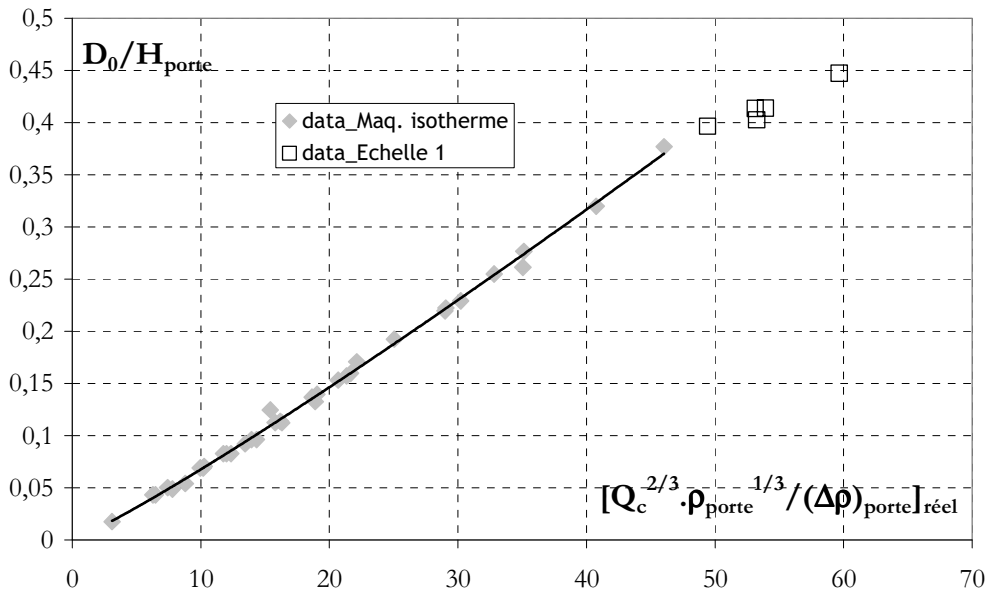


Figure D-61 : Evolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction des conditions de puissance convective et masse volumique à la porte

La Figure D-62 donne l'évolution du rapport de l'épaisseur de la couche de fumées  $D_0$  sur la hauteur de la porte  $H_{porte}$  en fonction du nombre de Richardson modifié  $Ri$  calculé sur la couche de fumées. Ce graphique montre un bon accord entre les résultats expérimentaux obtenus sur la maquette isotherme et ceux obtenus pour les essais de la campagne menée à pleine échelle.

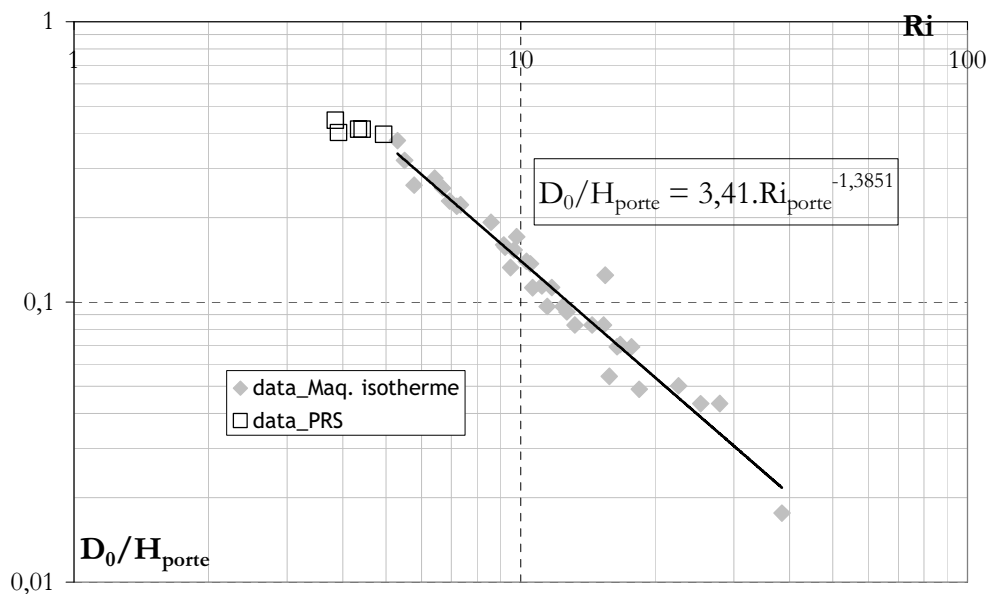


Figure D-62: Evolution du rapport  $D_0/H_{porte}$  en fonction du nombre de Richardson

La Figure D-63 confirme que la condition en vitesse moyenne à la porte relevée pour le test PRS-d2 est retrouvée sur la maquette isotherme pour un ajout d'air de 65% dans le mélange initialement injecté dans le dispositif.



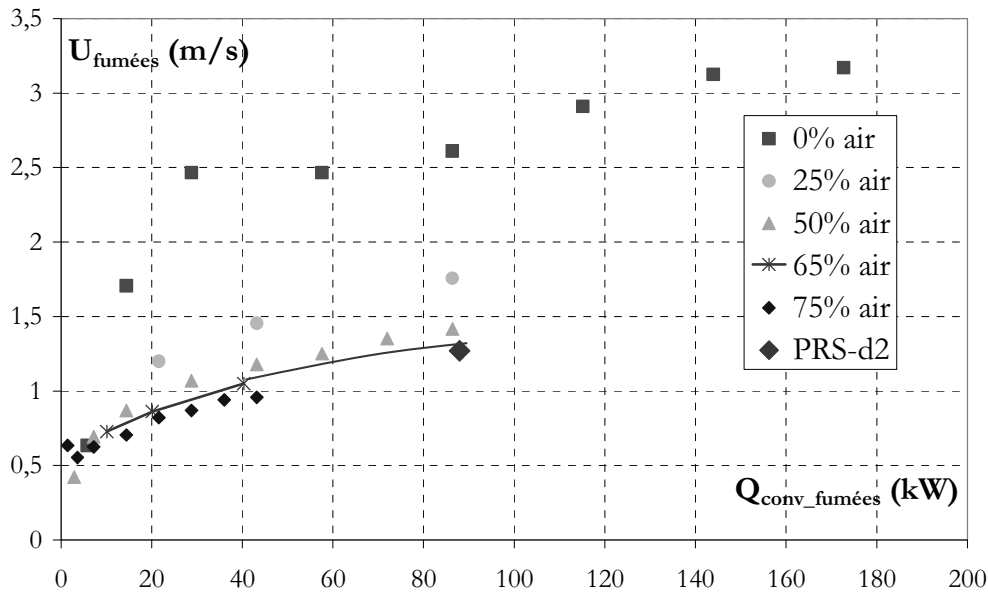


Figure D-63: Evolution de la vitesse moyenne de l'écoulement des fumées en fonction de la puissance convective à la porte pour différentes proportions d'air (données pleine échelle)

Concernant la position du point d'impact au plafond  $x_0 \sim 0.8.H_{\text{lint}}$  comme pour la maquette thermique et il a déjà été vérifié dans la Figure C-77 (p.76) présentée dans le Chapitre C: que la corrélation trouvée sur la maquette isotherme donnant  $x_0 = f(Ri)$  était valable.

Dans le cas qui suit, le local "source" est considéré comme une boîte noire (configuration injection haute dans la maquette isotherme). Est-il possible de simuler sur la maquette isotherme les conditions aux limites à la porte relevées sur les essais pleine échelle?

La Figure D-64 présente l'évolution du débit volumique des fumées à la porte en fonction de la puissance convective calculée à la porte, et ceci pour différentes proportions d'air présentes dans le mélange. Aux lignes théoriques, les différents points expérimentaux des essais pleine échelle sont superposés. Grâce à ce graphe, connaissant la puissance convective des fumées à la porte, le débit volumique d'hélium à injecter dans la maquette isotherme avec injection par le haut peut être déduit et pour la gamme de puissances au foyer testée la proportion d'air à ajouter au mélange est comprise entre 50% et 65%. Pour retrouver les caractéristiques de l'écoulement à la porte mesurées pour le test PRS-d2 (épaisseur de la couche de fumées et vitesse de l'écoulement), il faut rajouter  $\sim 65\%$  d'air dans le mélange injecté à la porte.

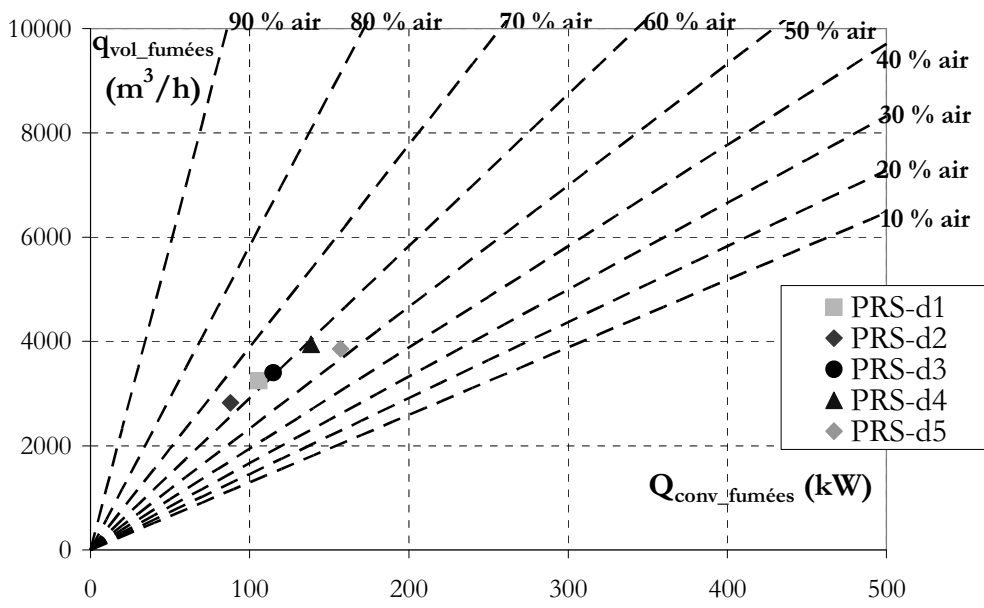


Figure D-64: Evolution du débit volumique des fumées à la porte en fonction de la puissance convective à la porte pour différentes proportions d'air (données pleine échelle)

En conclusion de ce paragraphe, qui aborde les croisements possibles entre les différentes méthodes, la Figure D-65 présente les domaines d'utilisation de chaque approche en termes de masse volumique et de puissance convective testées au niveau de l'ouverture. Sur ce graphe, les limitations de la maquette thermique sont retrouvées ainsi que la large gamme d'utilisation possible de la maquette isotherme.

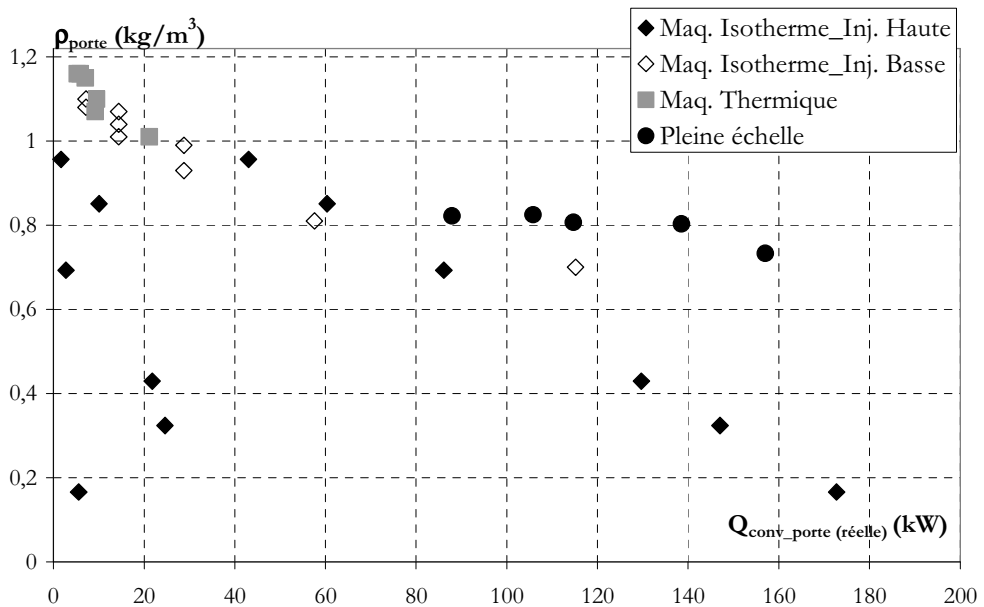


Figure D-65: Evolution de la masse volumique mesurée à la porte en fonction de la puissance convective à la porte pour les trois approches utilisées

## **D.VII Conclusion/bilan intermédiaire**

Ce chapitre aborde l'étude des mouvements de fumées dans une situation réelle d'incendie à pleine échelle. Ce travail s'est fait à partir de l'analyse des essais de la campagne PRISME-DOOR menée dans le dispositif DIVA situé au laboratoire d'expérimentation des feux à Cadarache.

Le premier résultat de ce chapitre est l'invariance des caractéristiques géométriques de l'écoulement dans le local "cible" pour les gammes de puissance au foyer et de taux de renouvellement d'air testées dans la campagne expérimentale. En effet, pour chacun des essais  $D_0 \sim 0.4.H_{\text{porte}}$  et  $x_0 \sim 0.8.H_{\text{lint}}$ . Ces invariances sont expliquées par le fait que les débits d'écoulements de fumées dans le dispositif sont beaucoup plus importants que les débits d'admission et d'extraction mis en jeu au niveau du système de ventilation. L'écoulement à la porte est caractérisé par des niveaux de vitesse et de température, un écoulement de retour d'air frais dans le local "source" est nettement observé. La puissance convective au niveau de l'ouverture a été estimée, ce qui a permis de quantifier les pertes thermiques par conduction aux parois latérales du local "source":  $Q_{\text{pertes}} \sim 60\%$ . Concernant le panache déversant, pour chacun des essais, la trajectoire des températures maximales est relevée ainsi que la température maximale au niveau du plafond représentant le point d'impact de l'écoulement.

Concernant l'aspect "métrologie", des visualisations par tomographie laser ont été mises en place dans le(s) local(aux) cible(s) dans le but de caractériser l'écoulement à la porte et le panache déversant. Les résultats obtenus et exploitables sont satisfaisants. Quant aux visualisations qui ne sont pas ou peu exploitables, elles ont permis de mettre à jour des défaillances du dispositif et ainsi de réfléchir aux améliorations qui pourront être apportées pour de futurs essais. En prenant en compte les remarques énoncées dans le paragraphe D.II.4, la tomographie laser est une technique de visualisation des écoulements de fumées pouvant être utilisée de manière systématique lors des essais grande échelle.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée aux croisements qui peuvent être réalisés entre les résultats obtenus sur les dispositifs différents exploités dans le cadre de la thèse. Ce paragraphe permet dans un premier temps de mettre en évidence les zones d'étude qui ne peuvent pas être comparés (terme source, écoulement en champ proche). Dans un second temps, les croisements réalisés sur les résultats concernant l'écoulement à la porte et le panache déversant dans le local "cible" permettent de montrer la pertinence de l'utilisation d'un dispositif isotherme à échelle réduite pour l'étude des mouvements de fumées en espaces confinés et ventilés. En effet, les comparaisons sont plutôt satisfaisantes. Il est cependant nécessaire de rappeler que les essais menés à pleine échelle sont indispensables pour fournir une banque de données détaillée sur les différentes zones d'étude dans une situation réelle d'incendie, dans le but de connaître les données de recalage (puissance convective débit volumique  $\rightarrow$  d'hélium à injecter, niveaux de masse volumique  $\rightarrow$  proportion d'air à rajouter dans le mélange injecté) pour l'utilisation de la maquette isotherme.

---

## CHAPITRE E: CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

---

En guise de conclusion à ce travail, j'ai choisi de présenter un bilan de la thèse et d'évoquer les perspectives à travers un entretien fictif avec moi-même. Cet exercice, bien que peu académique, a été entrepris dans un souci de pédagogie, et ce, d'autant plus que chacune des trois parties de ce mémoire a déjà fait l'objet d'un bilan intermédiaire.

- **Quel est l'objectif principal de ce travail de thèse?**

Le premier objectif de ce travail de thèse est de décrire, analyser et quantifier les mécanismes de propagation des fumées d'incendie dans une configuration typique d'une installation nucléaire: deux locaux confinés, ventilés et connectés par une porte. Il s'agit en fait d'améliorer l'état des connaissances sur ces écoulements, mais aussi de fournir des banques de données détaillées qui pourront être utilisées pour la qualification et la validation des codes de calculs. D'autre part, le travail mené étant majoritairement expérimental, la mise en place et l'utilisation de métrologie fine (techniques de mesures laser) à grande échelle dans des milieux hostiles (présence de fumées d'incendie) constitue un deuxième objectif.

- **En quoi la propagation des fumées d'incendie est une problématique importante pour l'IRSN?**

La propagation des fumées d'incendie est une problématique importante pour l'IRSN, car la fumée est un vecteur de transport d'énergie (propagation du stress thermique) et de matière (transport d'espèces gazeuses, de suies et dans certains cas de radio nucléides) pouvant avoir un impact sur la sûreté des installations: agressions des équipements (dysfonctionnements électriques), risques pour les personnes (toxicité et opacité des fumées, contamination radiologique). L'information recherchée est la distribution spatio temporelle des températures et des concentrations en suies pour les différents scénarii incendie rencontrés dans le secteur nucléaire. La thèse étant purement expérimentale, l'étude s'est focalisée sur certaines zones (local "source", écoulement de transfert à la porte, panache déversant dans le local "cible") représentant des zones dangereuses (fortes températures et fortes concentrations en suies) ou des écoulements stratégiques pour la compréhension globale des mouvements de fumées dans la configuration étudiée.

- **Quels types d'expérimentation sont mis en œuvre?**

Trois différentes approches expérimentales sont utilisées: une approche isotherme et une approche thermique, toutes deux à échelle réduite puis une approche incendie à échelle réelle. A échelle réduite, les deux dispositifs exploités à l'Université de la Méditerranée, ont été conçus avec une réduction d'échelle de 1/5 par rapport à l'échelle de référence. Le dispositif DIVA exploité au Laboratoire d'Expérimentation des Feux à Cadarache représente cette échelle de référence.

- **Pourquoi travailler sur des maquettes si vous avez la possibilité de réaliser des tests grande échelle ?**

Travailler sur des maquettes en laboratoire représente différents avantages. D'abord les tests sont plus faciles à multiplier. Ensuite des études paramétriques peuvent être mises en œuvre. En vue de définir des programmes d'essais à grande échelle, ces tests permettent de définir la position optimale de l'instrumentation à mettre en place. Enfin, certaines informations recherchées sur les écoulements sont accessibles uniquement sur maquette et pas à échelle réelle comme par exemple la phénoménologie du processus de remplissage, les différents régimes de propagation du panache déversant, etc ...).

La méthodologie retenue repose donc sur la combinaison de trois approches expérimentales: une approche densimétrique à échelle réduite utilisant un mélange isotherme de faible densité, une approche thermique à échelle réduite basée sur la combustion de petits bacs d'hydrocarbure et enfin, une analyse d'essais incendie à pleine échelle. Cette méthodologie permet un découplage des différents phénomènes physiques en présence, et ainsi une simplification de la problématique étudiée. L'aspect aérodynamique des mouvements de fumées est tout d'abord étudié à partir de l'approche isotherme, puis l'influence du processus de combustion et des transferts thermiques est analysée sur la maquette thermique. Enfin, le cas réel est pris pour référence pour étudier les effets d'échelle et la pertinence des approches maquette

- **En quoi consiste la simulation isotherme?**

L'approche isotherme, dite air/hélium, consiste à simuler les fumées générées lors d'un incendie par l'injection continue d'un mélange léger d'air et d'hélium dans de l'air au repos. L'objectif de cette technique est de représenter au mieux la dualité entre les forces de flottabilité et d'inertie rencontrée dans un panache thermique. Ce modèle représente des conditions adiabatiques pour lesquelles les forces de flottabilité sont les forces qui gouvernent les mouvements fluides.

Cette approche avait déjà été utilisée pour l'étude de la propagation des fumées d'incendie dans les tunnels, qui sont des volumes fortement ventilés contrairement à la configuration étudiée dans le cadre de la thèse pour laquelle les locaux sont de volume réduit, peu ventilés voire totalement confinés. La pertinence de l'utilisation de l'approche isotherme air/hélium était donc un challenge.

Le principal intérêt de cette méthode est de pouvoir étudier les mouvements des fumées dans des configurations géométriques multiples, en laboratoire, dans des conditions normales et sans flamme. L'approche isotherme est donc un moyen d'essai sur lequel les tests peuvent être facilement reproduits et multipliés. De plus, l'écart important de masse volumique entre l'hélium pur et l'air permet de tester une large gamme de mélange pour de nombreux débits volumiques d'injection.

- **Quelles sont les limitations imposées par cette simulation?**

L'approche isotherme air/hélium étant simplifiée, elle présente certaines limitations. Le principal inconvénient de cette simulation est la non représentation du processus de combustion, du rayonnement et des transferts thermiques aux parois. Cependant, cette limite représente aussi le principal avantage de la méthode de simulation: les mouvements de fumées sont étudiés sans que les phénomènes thermiques soient pris en compte et "compliquent" ainsi l'étude.

Le jet de faible masse volumique possède une quantité de mouvement initiale et apporte de la masse contrairement à un panache thermique. Pour cette raison, le champ proche étant difficilement simulable, l'approche isotherme air/hélium permet d'étudier le mouvement des fumées uniquement en champ lointain, après la hauteur de transition jet/panache, dans la zone de panache développé.

- **Comment peut-on transposer les résultats de la maquette isotherme à la pleine échelle?**

Pour pouvoir transposer les résultats obtenus sur la maquette isotherme à la pleine échelle, les lois de similitude doivent être respectées. D'après l'équation combinant les conservations de la quantité de mouvement et du flux convectif, écrite sous forme adimensionnelle et dans le cas général (cas non Boussinesq), le nombre de Richardson et l'écart relatif de masse volumique ( $\Delta\rho_0/\rho_\infty$ ) doivent être conservés entre la maquette et la pleine échelle. Ceci implique la conservation stricte du nombre de Froude ( $Fr = gD/W^2$ ).

- **Et le nombre de Reynolds?**

Travaillant en similitude restreinte, le nombre de Reynolds n'est pas respecté entre l'échelle réduite et l'échelle réelle. Qu'elle que soit l'échelle de travail, le nombre de Reynolds doit être assez élevé de façon à respecter le caractère turbulent des écoulements étudiés.

- **Pourquoi ne pas avoir choisi une approche isotherme avec de l'eau salée, puisque cette méthode a été largement utilisée?**

Dans l'approche eau salée, les écarts de densité sont faibles et dans le cas de l'incendie, cette distorsion de masse volumique est compensée par une distorsion de vitesse. Cette compensation dénature complètement les caractéristiques du jet à l'injection et donc en champ proche. Cette limitation n'apparaît pas avec l'approche isotherme air/hélium.

- **En quoi consiste l'approche thermique à échelle réduite?**

Des feux "réels" d'hydrocarbure (Tétra Propylène Hydrogéné) sont réalisés dans des bacs de faible diamètre dans l'enceinte de la maquette thermique. L'objectif est de visualiser les écoulements de fumées, suivre la perte de masse du combustible ainsi que l'évolution des températures en différents points des locaux.

- **Quelles sont les principales difficultés que vous avez rencontrées avec cette maquette thermique?**

La première difficulté rencontrée est l'effet système observé sur les bacs de combustible engendrant deux régimes de combustion. Une fois le terme source fixé (choix du bac pyrex), les essais réalisés sur la maquette thermique montrent que la puissance au foyer est limitée ainsi que les niveaux de températures dans l'enceinte et au niveau de l'ouverture entre le local contenant le feu et le local adjacent, du fait des pertes thermiques et de la tenue thermique limitée du dispositif. En effet, les pertes thermiques au niveau des parois sont incontrôlables et très importantes. Le matériau utilisé pour la maquette (plexiglas) a une tenue limitée en température ( $T < 200$  °C), les puissances testées sont modérées pour lesquelles les hauteurs de flamme sont inférieures à celle du local "source".

- **Pourquoi utiliser des bacs de combustible plutôt que des brûleurs dans la maquette thermique?**

L'utilisation des bacs de combustible est choisie pour rester au plus proche des essais réalisés à échelle réelle. Il est judicieux de travailler en laboratoire pour une configuration proche du cas réel dans le but de mettre en place de la métrologie fine (tomographie laser, mesures infra rouge, diffusion/atténuation des suies...) transposable sur des essais menés à pleine échelle.

- **Quels sont les résultats attendus pour ces tests sur la maquette thermique?**

L'intérêt principal de l'approche thermique à échelle réduite est d'étudier l'influence du processus de combustion et des transferts thermiques sur les mouvements de fumées étudiés. L'utilisation de la maquette thermique permet de mener une comparaison qualitative et quantitative avec la maquette isotherme. Enfin, ce dispositif permet un développement de métrologie fine dont les techniques de mesures optiques.

- **Que représente le dispositif DIVA?**

L'approche à grande échelle est menée dans le dispositif expérimental DIVA (Dispositif Incendie, Ventilation, Aérocontamination) de l'IRSN dédié à l'étude des incendies en configuration multi-locaux confinés et ventilés mécaniquement. Il se compose de trois locaux de taille identique ( $120 \text{ m}^3$ ), donnant sur un couloir latéral commun de 15.6 m de long et de 2.5 m de large. Les locaux peuvent communiquer entre eux par des portes (0.8 m x 2.1 m) et par un réseau de ventilation.

- **Quels types de scénarios y sont étudiés?**

Dans ce dispositif, plusieurs types de scénarios incendie sont testés. Différentes natures de foyer sont étudiées: feux de nappe, armoires électriques... Différentes configurations géométriques sont étudiées (multi-locaux connectés par des portes, des fentes, des fuites, le réseau de ventilation). Les différents locaux sont ventilés (différents taux de renouvellement testés) ou non.

- **En quoi les essais sur le dispositif DIVA sont originaux par rapport à ce qui est disponible dans la littérature?**

Ce sont des essais réalisés à grande échelle pour des configurations typiques des installations nucléaires (locaux confinés et mécaniquement ventilés). En outre, ces essais sont originaux de par les puissances de foyer testées par rapport aux volumes des enceintes mis en jeu.

- **Quel type d'essais menés à grande échelle est exploité dans le cadre de la thèse?**

Les essais réalisés à grande échelle exploités dans le cadre de la thèse sont des tests menés avec des feux de nappe (TPH) en tant que terme source ( $Q_{\text{foyer}} = 200 \text{ à } 400 \text{ kW}$ ), deux voire trois locaux confinés, ventilés avec le même taux de renouvellement ( $\text{TR} = 0 \text{ à } 10 \text{ h}^{-1}$ ) et connectés par une porte sont mis en jeu.

La thèse avait pour objectif d'étudier les mécanismes de propagation de fumées d'incendie au travers d'une ouverture de type porte. Les informations recherchées lors de l'analyse de ces essais sont les cartographies de températures et de vitesses au niveau de la porte et les niveaux de températures dans le panache déversant.

- **Si vous deviez faire un bilan des principaux enseignements tirés des expérimentations réalisées dans le cadre de votre thèse, que diriez-vous?**
- **D'abord pour les essais sur le dispositif isotherme :**

L'ensemble des tests préliminaires menés sur la maquette isotherme montre la pertinence d'une telle approche pour des configurations de feux de compartiments ventilés.

L'étude quantitative s'est ensuite portée sur les écoulements de fumées apparaissant dans deux locaux connectés par une porte (locaux "source" et "cible"): phénomène de remplissage, écoulement de transfert à la porte et le panache déversant.

Concernant le processus de remplissage dans le local "source", des phénomènes d'entraînement d'air au niveau de l'impact aux parois latérales (enroulements) sont observés. Ces phénomènes modifient les modèles théoriques (modèle idéal de "filling box" de Baines et Turner 1969) utilisés couramment dans les codes à zones. Les premiers tests menés dans la thèse peuvent permettre un recalage de ces modèles théoriques avec un réajustement du coefficient d'entraînement d'air  $\alpha$ .

Pour l'étude de l'écoulement à la porte, une démarche paramétrique a été entreprise, en faisant varier à la fois la largeur de l'ouverture, ainsi que le débit volumique injecté et la masse volumique du mélange initial sur une large gamme, plus vaste que le cadre stricte de l'incendie. L'ensemble des résultats obtenus permet d'établir, à partir d'une approche corrélative, une relation donnant l'épaisseur de la couche de mélange à la porte  $D_0$  en fonction des conditions d'injection dans le local "source". Les caractéristiques mesurées à la porte sont importantes car elles définissent les conditions aux limites à l'entrée du local "cible", c'est-à-dire les conditions initiales du panache déversant.

Dans le local "cible", le panache déversant est caractérisé géométriquement. Des visualisations par tomographie laser permettent de déterminer la trajectoire de l'écoulement, son point d'impact au niveau du plafond, ainsi que sa morphologie en fonction de la largeur de l'ouverture et des conditions d'injection. Une approche corrélative, du même type que celle menée pour l'étude de l'écoulement à la porte, permet de trouver une relation entre la position du point d'impact du panache déversant en fonction des conditions d'injection à la porte.

- **La largeur de la porte a-t-elle une influence sur l'écoulement à la porte?**

La largeur de l'ouverture a une forte influence sur la morphologie de l'écoulement à la porte et donc sur le processus d'entraînement d'air dans cet écoulement et dans le panache déversant. En effet, un rétrécissement de l'ouverture augmente l'épaisseur de l'écoulement à la porte ainsi que sa vitesse. L'influence de la largeur de l'ouverture sur le panache déversant et donc de la forme de la section de passage à l'ouverture est provisoire. En effet, après une certaine hauteur critique, le panache prend dans tous les cas une forme circulaire avant d'atteindre le plafond. Cette distance critique dépend de la largeur de l'ouverture, plus elle est large plus la hauteur critique sera éloignée de l'ouverture. La largeur de la porte influe également sur la distance d'impact  $x_0$  au plafond. Lorsque celle-ci diminue la valeur de  $x_0$  augmente. En outre, la largeur de l'ouverture commande l'entraînement d'air dans le panache. Plus l'ouverture est fine, plus l'entraînement d'air sera important. En termes de sécurité incendie, on est à même de dire que plus la section se rapproche d'une fente fine, plus grande sera la quantité d'air entraîné, et plus la température des fumées sera basse.

- **... Et pour la maquette thermique quels sont les principaux résultats ?**

Les essais menés sur la maquette thermique apportent des informations complémentaires sur les effets des pertes thermiques aux parois sur la stratification des fumées dans le local "source" ainsi que sur les niveaux de puissance convective et de température retrouvés à la porte. Le couple {puissance convective, température} relevé à la porte du dispositif thermique n'est pas reproduit dans la maquette isotherme. En revanche, les caractéristiques mesurées à la porte telles que les profils de vitesse, l'épaisseur de la couche de fumées et la masse volumique ainsi que la vitesse moyenne et la masse volumique calculées sur cette épaisseur, sont semblables sur les deux



dispositifs malgré la présence du processus de combustion sur la maquette thermique. Les informations complémentaires apportées par l'approche thermique à échelle réduite permettent de valider à même échelle l'approche isotherme.

- **Est-il possible de transposer les résultats obtenus sur la maquette thermique immédiatement à la pleine échelle?**

Entre la pleine échelle et la maquette thermique, il n'y a pas de similitude respectée pour le processus de combustion. Les lois de comportement du débit de perte de masse sont différentes suivant l'échelle de travail: à échelle réduite, le mode de brûlage est convectif alors qu'à grande échelle, la combustion est contrôlée par un mode radiatif. Ces différents modes de brûlage ont un effet sur la puissance au foyer mise en jeu et par conséquent sur la hauteur de la flamme et son rayonnement. De plus, les pertes thermiques aux parois non contrôlées, importantes et surtout différentes selon le dispositif d'étude. Concernant l'aspect purement aérodynamique des écoulements de fumées, les comportements sont retrouvés, la similitude de Froude est bien respectée entre les approches thermiques petite et grande échelle.

- **Quel est le rôle des essais menés à pleine échelle?**

Les tests réalisés à échelle réelle permettent d'établir une base de données de référence pour l'écoulement à la porte et le panache déversant. En effet, ces données servent de points de référence pour les différentes confrontations avec les deux approches à échelle réduite. Ces confrontations qui se sont d'ailleurs avérées très satisfaisantes pour la porte et le panache déversant.

- **En dehors du cadre de ces confrontations, les résultats obtenus à pleine échelle sont-ils exploités?**

Les effets de la puissance du foyer et du taux de renouvellement du système de ventilation sur l'écoulement à la porte et le panache déversant sont étudiés à partir des tests menés à pleine échelle. Dans les gammes de puissances (200 à 400 kW) et de taux de renouvellement (0 à 10 h<sup>-1</sup>) testées, aucun effet n'est observé, l'épaisseur de la couche de fumées à la porte, la trajectoire et la position du point d'impact du panache déversant au plafond restent invariantes. Cependant, ces gammes ne sont pas assez discriminantes pour en tirer des conclusions plus générales.

- **Quelle est l'influence de la présence des suies sur le mouvement des fumées?**

L'influence des particules de suies sur les mouvements de fumées n'a pas été étudiée. L'étude des suies produites par un incendie est une problématique complexe (problème de sédimentation...) qui n'a pas été abordée dans le cadre de la thèse. Les suies ont été considérées comme des simples traceurs des écoulements. Du point de vue de l'aspect thermique, les particules de suies rayonnent mais leur part de rayonnement est négligeable par rapport aux autres transferts thermiques en présence.

- **Quelles sont les techniques de mesures fines utilisées à petite échelle mises en place sur DIVA?**

Des visualisations par tomographie laser ont été mises en place avec succès à grande échelle. Des améliorations peuvent être réalisées au niveau des sources laser (source plus puissante et plus nette) et des systèmes de visualisations (acquisition numérique) pour obtenir des résultats encore plus satisfaisants.

- **Quelles sont les perspectives de cette étude?**

D'un point de vue fondamental, il semble intéressant d'étudier de plus près les phénomènes d'entraînement d'air lors du remplissage du local "source" en milieu stratifié (cas pour lequel le modèle du "filling box" idéal de Baines et Turner 1969 atteint ses limites). Concernant les écoulements des fumées au travers d'orifice, il serait intéressant d'étudier les écoulements de transfert par une ouverture horizontale.

D'un point de vue pratique, l'approche isotherme air/hélium étant maîtrisée et ses limites étant connues, il est maintenant possible d'étendre son utilisation pour des configurations à trois locaux (connections par ouverture verticale et/ou horizontale) qui sont mécaniquement ventilés. Cette extension est l'objet d'une thèse qui a débuté en fin d'année 2008, cofinancée par la région PACA et l'IRSN. En outre, pour le secteur du nucléaire, il serait intéressant de définir des règles de pilotage de la ventilation pour procéder à une extraction optimale des fumées en cas d'incendie. Enfin, la valorisation concrète de ce travail de thèse réside dans un projet en cours de mise en place avec les marins pompiers de Marseille qui consiste en la conception d'un outil pédagogique (maison de trois étages) destiné à étudier la propagation des fumées d'incendie et les différentes techniques de désenfumage (Positive Pressure Ventilation...) à partir de l'approche isotherme air/hélium.

---

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

---

Alpert R.L., Turbulent ceiling-jet induced by large-scales Fires, Combustion Science and technology, vol.11 p197,1975.

Babrauskas V., Burning rates, Section 3 – Chapter 1, pp.3-1 to 3-15, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering 2<sup>nd</sup> Edition, NFPA, 1995.

Babrauskas V., Estimating Large Pool Fire Burning Rates, Fire Technology, 19, pp.251-261, 1983.

Baines W.D. & Turner J.S., Turbulent buoyant convection from a source in a confined region, J. Fluid Mech., vol. 37, part 1, pp.51-80, 1969.

Beyler C.L., Fire plumes and ceiling jets, Fire Safety Journal, 11, 53-75, 1986.

Beyler G., Analysis of compartment fires with overhead forced ventilation, Fire Safety Science, Proceeding of the third international symposium, pp291-300, 1991.

Blinov V.I., Khudiakov G.N., Diffusion Burning of Liquids, U.S. Army Translation, NTIS N°AD296762, 1961.

Bryant R.A., Particle Image Velocimetry measurements of buoyancy induced flow through a doorway, NISTIR 7252, 2005.

Burgess D.S., Strasser A., Grumer J., Diffusive Burning of Liquid Fuels in Open Trays, J Fire Res Abstr. Rev. 3, pp177-192, 1961.

Chatris J.M., Quintela J., Folch J., Planas E., Arnaldos J., Casal J., Experimental study of burning rate in hydrocarbon pool fires, Combustion and Flame, 126:1373-1383, 2001.

Chen J.C., Rodi W., Vertical turbulent buoyant jets: A review of experimental data, Pergamon, New York, 1980.

Cooper L. Y., Compartment fire-generated environment and smoke filling, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 3-10, NFPA Publication, 1995.

Cooper L.Y., Harklerload M., Quintiere J.G., Rinkinen W.J., An experimental study of upper hot layer stratification in full-scale multi-room fire scenarios, Journal of heat Transfer, 104:741, 1982.

Coutin M., Etude expérimentale et théorique de l'influence de l'entraînement naturel de l'air sur le comportement d'une flamme représentative d'un incendie, thèse de doctorat, Université de Poitiers, 2000.

Dalziel S.B., Lane-Serff G.F., The hydraulics of doorway exchange flows, Building and Environment, 26, n°2, 121-135, 1991.

Delichatsios M.A., Closed form approximate solutions for smoke filling in enclosures including the volume expansion term, Fire Safety Journal, 38, 97-101, 2003.

Delichatsios M.A., Tenability conditions and filling times for fires in large spaces, Fire Safety Journal, 39, 643-662, 2004.

Emmons H.W., A universal orifice flow formula, NISTIR 6030, 13th meeting of the UJNR panel on fire research and safety, vol. 1, march 13-20, 1996.

Emmons H.W., Vent flows, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 2-5, NFPA Publication, 1995.

Evans D.D., Ceiling jet flows, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 2-4, NFPA Publication, 1995.

Fannelöp T.K., Fluid Mechanics for Industrial Safety and Environmental Protection, Industrial Safety Series, Volume 3, Chapter 10, Elsevier, 1994.

Farrington R.B., Claunch S.D., Infrared imaging of large amplitude low frequency disturbances on a planar jet, AIAA Journal vol.32, 317-323, 1994.

Fleischmann C.M., McGrattan K.B., Numerical and experimental gravity currents related to backdrafts, Fire Safety Journal, 33, pp21-34, 1999.

Harrison R., Smoke control in atrium buildings: a study of the thermal spill plume, Fire engineering research report 04/1, July 2004.

Harrison R., Spearpoint M., The balcony spill plume: Entrainment of air into a flow from a compartment opening to a higher projecting balcony, Fire Technology, 43, 301-317, 2007.

He Y., Beck V., Smoke spread experiment in a multi-storey building and computer modelling, Fire safety Journal, 28, pp 139-164, 1997.

He Y., Measurement of doorway flow field in multi-enclosure building fires, International Journal of Heat and Mass transfer, 42, 3253-3265, 1999.

Heskestad G., Fire Plumes, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 2-2, NFPA Publication, 1995.

Hinkley P. L., Smoke and heat venting, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 3-9, NFPA Publication, 1995.

Hirano T., Saito K., Fire spread phenomena: the role of observation in experiment, Prog. Energy Combust. Sci., vol. 20, pp. 461-485, 1994.

Hostikka S., Keski-Rahkonen O., Modelling of smoke spread inside a nuclear power plant control building, VTT Technical Report RTE10202/98, 1998.

Hunt G.R., Cooper P., Linden P.F., Thermal stratification produced by plumes and jets in enclosed spaces, Building and Environment, 36, 871-882, 2001.

Jaluria Y., Vent Natural, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chap 2-6, NFPA Publication, 1995.

Karlsson B. and Quintiere J.G., Enclosure Fire Dynamics, CRC Press, 2001.

Kaye N.B and Hunt G.R., Overturning in a filling box, J. Fluid Mech., vol.576, pp.297-323, 2007.

Kaye N.B. and Hunt G.R., Time-dependent flows in an emptying filling-box, J. Fluid Mech., vol. 520, pp.135-156, 2004.

Kaye N.B., Hunt G.R., Smoke filling time for a room due to a small fire: The effect of ceiling height to floor width aspect ratio, Fire Safety Journal, 42, 329-339, 2007.

Kim M.B., Han Y.S., Tracking of the smoke front under a ceiling by a laser sheet and thermocouples, Fire Safety Journal, 34, 287-295, 2000.

Koseki H., Yumoto T., Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires, Fire Technology, February, 1988.

Kumar S., Thomas P.H., Cox G., The spill plume revisited, Second International conference fire bridge, 2005.

Lane-Serff, G, F, Linden, P, F, Hillel, M, Forced angled plumes, Journal of hazardous materials, 33, 75-99, 1993.

Lattimer B.Y., Ewens D.S. Vandsburger U., Roby, R.J., Transport and oxydation of compartment fire exhaust gases in an adjacent corridor, Journal of Fire Protection Engineering, 6, (4), pp163-181, 1994.

Le Saux W., PRISME-DOOR Programme – Analysis Report, DPAM/SEREA-2008-157 – PRISME 26, 2008.

Li Y., Shing V.C.W., Chen Z., Fine bubble modelling of smoke flows, Fire Safety Journal, 38, 285-298, 2003.

Lim C.S., Zukoski E.E., Kubota T., Mixing in doorway flows and entrainment in fire plumes, 1984.

Lin C.T., Silcock G.H.W., Delichatsios M.A., Flame interactions and smoke containment by downward displacement ventilation, Combustion and Flame, Vol. 150, Issue 3, pp. 210-219, 2007.

Lin Y.J.P. and Linden P.F., Buoyancy-driven ventilation between two chambers, J. Fluid Mech., vol. 463, pp.293-312, 2002.

Linden P.F., The fluid mechanics of natural ventilation, Annu. Rev. Fluid Mech., 31, pp.201-238, 1999.

McCaffrey B., Purely buoyant Diffusion Flames: some experimental results, Report NBSIR 79-1910, National Bureau of Standards, 1979.

Mégret O., Vauquelin O., A model to evaluate tunnel fire characteristics, Fire Safety Journal, 34, 393-401, 2000.

Mégret O., Vauquelin O., Chassé P. & Casalé E., A reduced scale tunnel for the study of fire-induced smoke control, 3<sup>rd</sup> International Conference on Safety in Road and Rail Tunnels, ITC, Nice, 1998.

Memorial Tunnel Fire Ventilation Test Program, tests report, Massachussets Highway Department and Federal Highway Administration, 1995.

Michaux G., Vauquelin O., Solutions for turbulent buoyant plumes rising from circular sources, Physics of Fluids, Volume 20, Issue 6, 2008.

Morton B.R., Taylor G., Turner J.S., Turbulent gravitational convection from maintained and instantaneous sources, Proc. Roy. Soc. A234, 1, 1956.

Mowrer F.W., Enclosure smoke filling revisited, Fire Safety Journal, 33, 93-114, 1999.

Nakaya I., Tanaka T., Yoshida M., Steckler K., Doorway flow induced by a propane fire, Fire Safety Journal, 10, 185-195, 1986.

Philips J.C., Woods A.W., On ventilation of a heated room through a single doorway, Building and Environment, 39, 241-253, 2004.

Pierce J.B.M., Moss J.B., Smoke production, radiation heat transfer and fire growth in a liquid-fuelled compartment fire, Fire Safety Journal, 42, 310-320, 2007.

Ping Chung I., Dunn-Rankin D., Using numerical simulation to predict ventilation efficiency in a model room, Energy and Building, 28, 1998.

Posner J.D., Buchanan C.R., Dunn-Rankin D., Measurement and prediction of indoor air flow in a model room, *Energy and Building*, 35, 2003.

Prahl J., Emmons H.W., Fire induced flow through an opening, *Combustion and Flame* 25, 369-385, 1975.

Prétreil H., Such J.M., Effect of ventilation procedures on the behaviour of a fire compartment scenario, *Nuclear engineering and Design Journal*, 235, 2155-2169, 2005.

Prétreil H., Such J.M., Texier D., Observations of gas stratification phenomenon during experimental pool fire in a confined and forced ventilated enclosure, 5th International Conference on Fire Safety, 11-12 March, Munich Germany, 2004.

Quintiere J.G., McCaffrey B.J., Rinkinen W., Visualization of room fire induced smoke movement and flow in a corridor, *Fire and Materials*, vol. 2, n°1, 1978.

Quintiere J.G., Rinkinen W.J., Jones W.W., The effect of room openings on fire plume entrainment, *Combustion science and technology*, Vol.26, pp.193-201, 1981.

Ricou F.P., Spalding D.B., Measurements of entrainment by axisymmetrical turbulent jets, *J. Fluid Mech.*, 8:21-32, 1961.

Rooney G.G., Linden P.F., Similarity considerations for non-Boussinesq plumes in an unstratified environment, *J. Fluid Mech.*, vol. 318, pp.237-250, 1996.

Shanley J.H., Physical modelling of horizontal vent flows using helium and air, these de doctorat, Worcester Polytechnic Institute, 1987.

Shi C.L., Li Y.Z., Huo R., Yao B., Chow W.K., Fong N.K., Mechanical smoke exhaust for small retail shop fires, *International journal of thermal sciences*, 44, 477-490, 2005.

Steckler, K.D., Baum, H.R. and Quintiere, J.G., Salt water modelling of fire induced flows in multicomponent enclosures, 21th International Symposium on Combustion, The combustion Institute, Pittsburgh, pp.143-149, 1986.

Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. Eureka-project eu 499: Firetun-fires in transport tunnels; report on full-scale tests. Verlag und Vertriebsgesellschaft Düsseldorf, 1995.

Thomas P.H., Hinkley P.L., Theobald C.R., Simms D.L., Investigations into the flow of hot gases in roof venting, *Fire Research Technical Paper N°7*, Department of Scientific and Industrial Research, 1963.

Thomas P.H., Morgan H.P., Marshall N., The spill plume in smoke control design, *Fire Safety Journal*, 30, 21-46, 1998.

Utiskul Y., Quintiere J.G., Rangwala A.S., Ringwelski B.A., Wakatsuki K., Naruse T., Compartment fire phenomena under limited ventilation, *Fire Safety Journal*, 40, 367-390, 2005.

Utiskul Y., Theoretical and experimental study on fully developed compartment fires, NIST GCR 07-907, Final report, 2006.

Vauquelin O., Mégret O., Smoke extraction experiments in case of fire in a tunnel, *Fire Safety Journal*, 37, 525-533, 2002.

Vauquelin O., Michaux G., Lucchesi C., Scaling laws for a buoyant release used to simulate fire-induced smoke in laboratory experiments, soumis au *Fire Safety Journal*, octobre 2008.

Vauquelin O., Telle D., Definition and experimental evaluation of the smoke confinement velocity in tunnel fires, *Fire Safety Journal*, 40, 320-330, 2005.

Venkatesh S., Ito A., Saito K., Flame base structure of small scale pool fires, NIST-GRC-96-704, 1996.

Yao X., Marshall A.W., Quantitative salt-water modelling of fire-induced flow, Fire Safety Journal, 41, 497-508, 2006.

Yi L., Chow W.K., Li Y.Z., Huo R., A simple two-layer zone model on mechanical exhaust in an atrium, Building and Environment, 40, 869-880, 2005.

Yii E.H., Fleischmann C.M., Buchanan A.H., Experimental study of fire compartment with door opening and roof opening, Fire and Materials, 29, 315-334, 2005.

Zhou X.C., Gore J.P., A study of entrainment and flow pattern in pool fires using particle imaging velocity, NIST GCR 97-706, Final report, 2006.

Zukovski E.E., Properties of Fire Plumes, Combustion Fundamentals of Fire, Academic Press Ltd, 1995.

---

## CHAPITRE F: ANNEXES

---

### **F.I Les techniques d'investigation**

#### **F.I.1 La vélocimétrie laser à effet Doppler (LDV)**

La vélocimétrie laser à effet Doppler est une méthode non intrusive permettant sans perturbation de l'écoulement de mesurer le sens de la vitesse, l'intensité de turbulence, ainsi que le module d'une composante de vitesse moyenne. Le fluide doit être transparent etensemencé par des particules solides ou liquides, appelées traceurs, pour que la LDV soit applicable. Il est important de noter que cette méthode repose sur la mesure du déplacement de ces traceurs qui sont en suspension et non sur celle du fluide.

##### **F.I.1.1 L'effet Doppler**

Comme son nom l'indique, le principe de mesure par LDV est fondé sur l'effet Doppler. Cet effet traduit le décalage entre la fréquence d'une onde émise ( $f, u$ ) et d'une onde reçue ( $f', u'$ ) quand l'émetteur et le récepteur sont en mouvement l'un par rapport à l'autre. Il apparaît aussi lorsque l'onde émise se réfléchit sur un objet en mouvement par rapport à l'émetteur ou au récepteur. Pour la LDV, cet effet se traduit par la différence entre la fréquence du signal émis par la particule présente dans le fluide en mouvement et celle qui est reçue par le photomultiplicateur qui reste fixe.

##### **F.I.1.2 Principe de la LDV**

La vélocimétrie laser à effet Doppler consiste à détecter les variations d'intensité d'une onde lumineuse qui est diffusée par les particules mobiles introduites dans le fluide par ensemencement.

Pour fonctionner, un vélocimètre doit être doté (Figure F-2) :

D'une source laser

D'un prisme

D'une cellule de Bragg

D'une lentille de focalisation

D'un photomultiplicateur (le récepteur),

D'un système d'ensemencement

D'un boîtier de synchronisation pour le traitement du signal,

D'un ordinateur pour l'acquisition des signaux électriques obtenus.



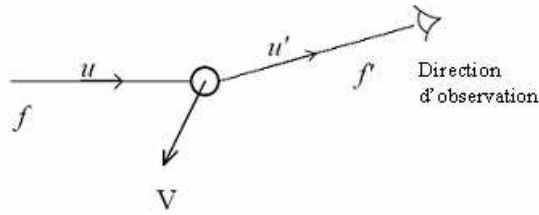


Figure F-1 : Principe effet Doppler

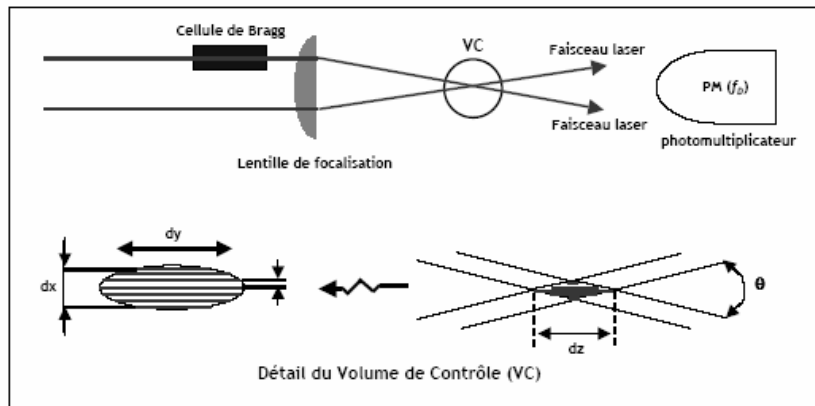


Figure F-2 : Les étapes et les composants de la mesure par LDV

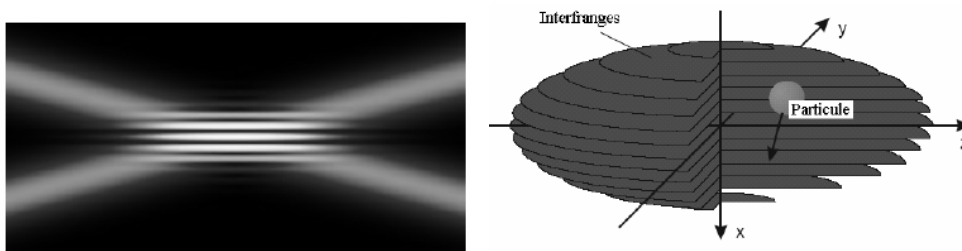


Figure F-3 : Volume de mesure

Le faisceau de la source laser est tout d’abord séparé par un prisme en deux faisceaux de directions différentes mais de même longueur d’onde et même fréquence d’émission. Les deux faisceaux identiques de lumière monochromatique cohérente se croisent en un point où se forme un réseau d’interférence, composé de franges sombres et de franges brillantes équidistantes et parallèles : c’est ce que l’on appelle le volume de mesure (Figure F-2, Figure F-3). Lorsqu’une particule d’ensemencement traverse le volume de mesure en suivant l’écoulement, elle est alternativement éclairée et sombre. Les franges d’interférence étant parallèles et équidistantes, la vitesse de déplacement du traceur est proportionnelle à sa fréquence de scintillement : la vitesse de l’écoulement est ainsi déterminée. Il est important de noter que seule la composante de vitesse perpendiculaire au réseau de franges est mesurée, comme on le voit sur la Figure F-4.

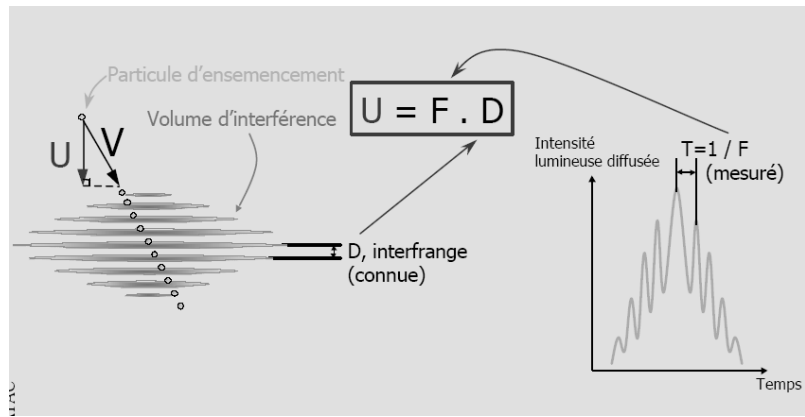


Figure F-4 : Principe de mesure de la LDV

### F.I.1.3 Mesure de la fréquence du signal reçu par le photomultiplicateur

Le traitement du signal reçu par le photomultiplicateur défini précédemment se fait en plusieurs étapes (Figure F-5) :

- Symétrisation du signal (a),
- Application de la transformée de Schmidt sur le signal (b) : obtention d'un signal rectangulaire pour lequel les périodes sont mesurables,
- Mesure de la période T en différents points du signal (c) : si les différentes périodes obtenues sont identiques à un  $\epsilon$  près alors la mesure est validée.

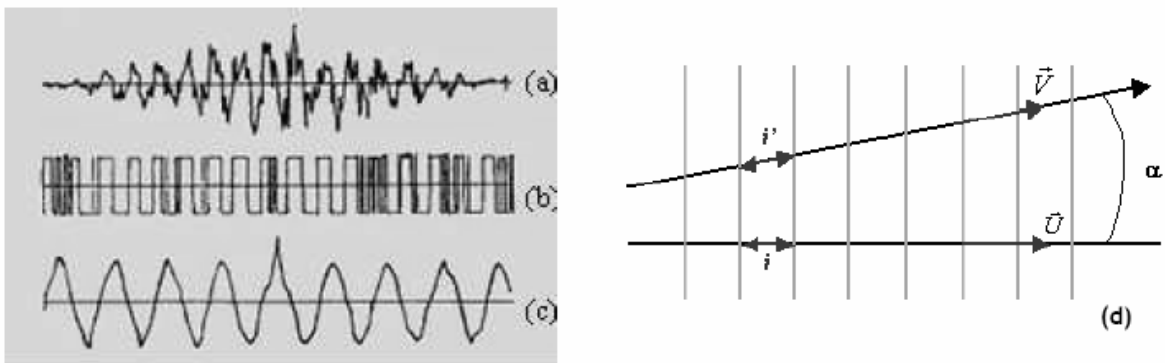


Figure F-5 : (a) Signal récupéré, (b) Signal Trigger, (c) Fonction d'auto corrélation et (d) trajectoire d'une particule à travers le volume de mesure

Aussi, à partir de la mesure de la période, les formules suivantes peuvent être déduites :

$$f = \frac{1}{T} = \frac{|V|}{i} = \frac{|V| \cos(\alpha)}{i} = \frac{\bar{u}}{i} \quad \text{Équation F-1}$$

On retombe sur la formule donnée sur le schéma de principe de fonctionnement de la LDV :

$$\bar{u} = f * i \quad \text{Équation F-2}$$

Avec :  $\bar{u}$ , la composante de vitesse perpendiculaire au réseau de franges,  $f$  la fréquence du signal reçu,  $i$  l'interfrange,  $T$  la période du signal,  $i'$  la distance parcourue par la particule.

#### F.I.1.4 Traitement statistique du signal obtenu

Lors du passage aléatoire des traceurs dans le volume de mesure, les vitesses instantanées sont enregistrées au cours du temps. La valeur de la vitesse moyenne de l'écoulement ainsi que son écart type sont déterminés à partir d'un traitement statistique effectué sur une population de particules et sur un temps de mesure défini au préalable dans le logiciel de traitements des données (Figure F-6).

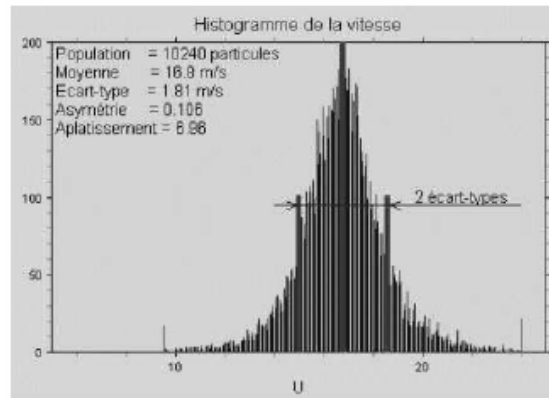


Figure F-6 : Histogramme des vitesses

#### F.I.1.5 Détermination du signe de la vitesse

Le sens de la vitesse est déterminé grâce à la cellule de Bragg. Cette cellule est composée d'un cristal et d'un élément piézoélectrique. Cet élément crée un signal de pression, c'est-à-dire une excitation acoustique avec une fréquence de Bragg  $f^b$  (en général, fixée à 40 MHz). Cette excitation modifie localement l'indice optique du milieu : la lumière va être modulée. Il y a un défilement du réseau de franges constituant le volume de mesure, dans un sens connu et à une vitesse de translation constante et connue elle aussi (Figure F-7).

Le faisceau laser incident (fréquence  $f_0$ ) est un des deux faisceaux utilisés dans le système LDV pour former le volume de mesure.

Le détecteur va capter le faisceau qui est dévié. On mesure une fréquence apparente  $f_A$  :

$$f_A = f_D + f$$

Équation F-3

Où  $f_D$  est la fréquence Doppler.

Grâce à cette équation, on peut obtenir le sens de la vitesse :

- Si  $f_A = f^b$ , alors la vitesse est nulle,
- Si  $f_A > f^b$ , alors  $f_D > 0$ , la particule se déplace dans le même sens que le défilement des franges : la vitesse de l'écoulement est mesurée positivement.

- Si  $f_A < f'$ , alors  $f_D < 0$ , la particule se déplace en sens inverse du réseau de franges, la vitesse de l'écoulement est négative.

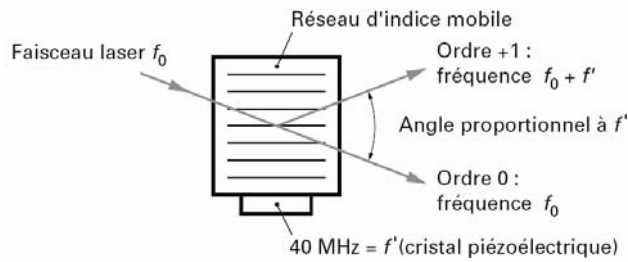


Figure F-7 : Cellule de Bragg

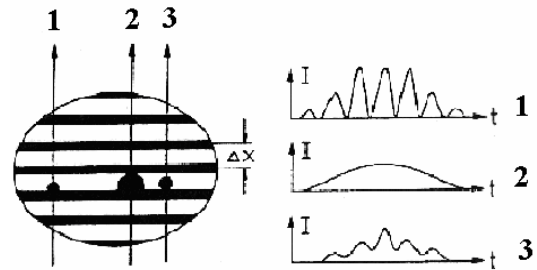


Figure F-8 : Conditions sur les particules d'ensemencement

### F.I.1.6 L'ensemencement du fluide

L'ensemencement naturel du fluide par des poussières est dans certains cas suffisant. Dans d'autres cas, les traceurs solides ou liquides sont introduits dans l'écoulement par pulvérisation. Les particules d'ensemencement doivent être assez petites pour pouvoir suivre l'écoulement. Mais elles ne doivent ni être trop petites par rapport à l'interfrange, car de trop petites particules collecteraient peu de lumière et le signal obtenu serait trop faible, ni trop grosses toujours par rapport à l'interfrange, car cela provoquerait un chevauchement, le signal émis ne s'annulerait jamais, il oscillerait autour d'une valeur minimale (Figure F-8).

De plus, il faut introduire assez de particules d'ensemencement pour augmenter la probabilité qu'un grand nombre d'entre elles traverse le volume de mesure. En revanche, trop de traceurs en suspension dans le fluide pourraient en modifier sa nature en le rendant diphasique.

### F.I.1.7 Avantages et inconvénients

Les avantages et inconvénients de la technique de mesure par vélocimétrie laser à effet Doppler sont résumés dans le tableau ci-dessous :

AVANTAGES	INCONVENIENTS
Technique non intrusive, Mesure ponctuelle de vitesse (volume de mesure pouvant être $< 1 \text{ mm}^3$ ), Connaissance du sens de la vitesse d'écoulement, Réponse intrinsèque (il n'est pas nécessaire de réaliser un étalonnage), Réponse indépendante des fluctuations de température et de la composition du fluide, Utilisation dans des conditions extrêmes de température (ex. : flamme) Accès aux valeurs de vorticité, aux zones de sillage et recirculation	Problèmes causés par l'ensemencement, Précision dépend de la taille du volume de contrôle, qui elle est fonction des propriétés du dispositif optique, Technique lourde à mettre en œuvre, Méthode coûteuse

Tableau F-1 : Avantages et inconvénients de la LDV

## F.I.2 La vélocimétrie par images de particules (PIV)

### F.I.2.1 Principe de la PIV

La PIV est elle aussi une méthode optique non intrusive qui permet de fournir des cartographies instantanées des vitesses, et d'autres caractéristiques quantitatives sur l'écoulement telles que sa vorticité ou son intensité de turbulence. Contrairement à la méthode LDV décrite dans le paragraphe précédent, la PIV n'effectue pas de mesures ponctuelles, mais délivre des champs de vecteurs.

Le principe général de la PIV consiste à enregistrer des images de particules d'ensemencement, en suspension dans l'écoulement, éclairées par une nappe laser à des instants successifs (Figure F-9). Notons que comme pour la LDV, une mesure de vitesse de déplacement des particules est réalisée et non pas une mesure directe de la vitesse de l'écoulement.

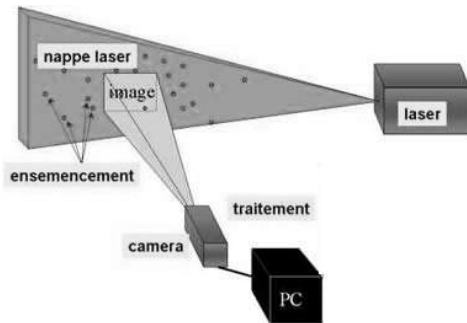


Figure F-9 : Principe de base de la vélocimétrie par images de particules (PIV)

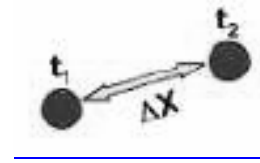


Figure F-10 : Mesure du déplacement de particules avec la PIV

La condition nécessaire au bon fonctionnement de cette méthode est que la particule considérée doit rester dans l'épaisseur de la nappe laser entre chaque prise de vue. On travaille dans un plan, il n'y a pas de distorsion ni d'effet de perspective.

La comparaison entre deux images successives permet de retrouver un intervalle de déplacement des particules présentes dans le fluide et ainsi obtenir le champ des vitesses de l'écoulement à un instant donné (Figure F-10). Cette vitesse est donnée par :

$$V = \frac{\Delta X}{t_2 - t_1} \quad \text{équation F-4}$$

Le choix de l'intervalle de temps entre deux images est très important : si cet intervalle de temps est trop grand, il est difficile de détecter le déplacement effectué par les traceurs.

### F.I.2.2 L'ensemencement

Les conditions et les contraintes d'ensemencement sont identiques à celles décrites dans la méthode de mesure par LDV. Il est indispensable d'ensemencer le fluide de manière optimale ; car ce n'est pas directement la vitesse de l'écoulement qui est évaluée mais celle des traceurs.

### F.I.2.3 Création d'un plan lumineux

L'éclairage du plan de mesures est assuré par un laser pulsé afin d'obtenir des images successives, séparées par un intervalle de temps très réduit (quelques microsecondes) et garantir ainsi le caractère instantané de la mesure. Il faut pour cela :

- Une intensité lumineuse importante définie par la puissance du laser,
- Cette intensité lumineuse doit être la plus homogène possible dans le domaine d'études de l'écoulement,
- L'intervalle d'exposition  $\Delta t$  doit être réglable en fonction des types d'écoulements étudiés.

#### F.I.2.4 Acquisition, traitement des images et extraction des champs de vitesses

La caméra CCD est de nos jours le système le plus utilisé pour enregistrer les images utilisées en PIV : elle constitue un bon compromis entre rapidité d'acquisition et haute résolution.

Le calcul de la vitesse locale de l'écoulement nécessite tout d'abord une série de traitements. L'analyse numérique est la méthode la plus courante pour le traitement d'images PIV. Le principe de cette analyse numérique consiste à « découper » chaque image recueillie en un certain nombre de fenêtres d'interrogation (Figure F-11).

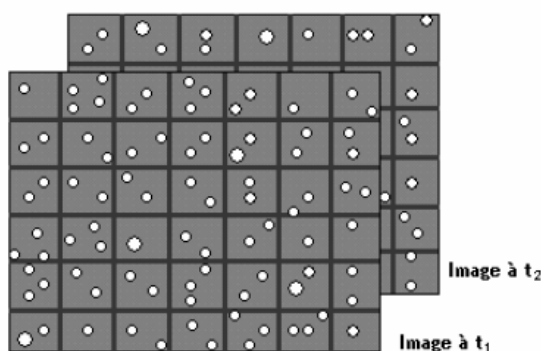


Figure F-11: Découpage des images en fenêtres d'interrogation

La technique repose ensuite sur l'analyse du déplacement de l'ensemble des particules d'ensemencement entre deux images successives.

#### F.I.2.5 Principe d'inter corrélation pour l'analyse des données

Les vitesses de l'écoulement sont obtenues à l'aide d'un algorithme d'inter corrélation d'images. Deux images successives, l'une à l'instant  $t$ , l'autre à l'instant  $t + dt$ , sont enregistrées sur deux clichés numériques différents. Sur chacune de ces deux images, on définit au même endroit une fenêtre dans laquelle va s'effectuer le calcul (Figure F-12). La corrélation est effectuée à partir de l'intensité  $N$  des pixels de ces deux fenêtres, en utilisant par exemple l'expression de l'inter corrélation directe donnée par :

$$R_{N_1 N_2}(x, y) = \frac{\sum_j \sum_i N_1(i, j) N_2(i + x, j + y)}{\sum_i \sum_j N_1(i, j) \sum_i \sum_j N_2(i, j)} \quad \begin{array}{l} \text{Équation} \\ \text{F-5} \end{array}$$

Le résultat de l'inter corrélation se traduit graphiquement par la présence d'un pic intense (Figure F-12) dont la position par rapport au centre du diagramme d'inter corrélation permet de connaître le sens de la vitesse, sa direction ainsi que le déplacement moyen des traceurs.

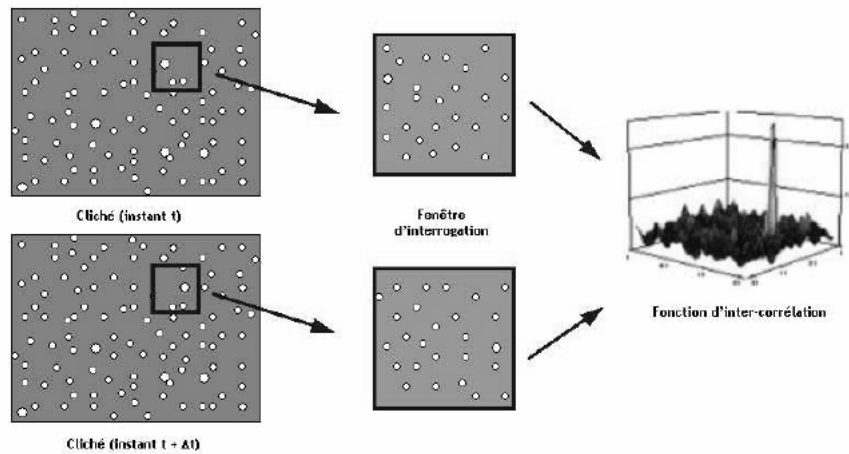


Figure F-12 : Analyse par inter corrélation

### F.I.2.6 Post-traitement des données

Grâce au post-traitement des données, il est possible d'obtenir des cartographies de vitesses moyennes, et de vorticités instantanées ou moyennes.

Cette étape permet aussi d'éliminer les vecteurs vitesses ayant pu être erronés lors des prises de mesures. Ces erreurs peuvent être dues à une mauvaise qualité d'images, un mauvais ensemencement de l'écoulement ou encore un mauvais choix de  $\Delta t$ .

### F.I.2.7 Avantages et inconvénients

On donne ci-dessous un tableau récapitulatif des principaux avantages et inconvénients de la PIV.

AVANTAGES	INCONVENIENTS
Technique non intrusive, Mesure simultanée de deux composantes de vitesse ainsi que de l'intensité de turbulence, Connaissance du sens de la vitesse d'écoulement (obtention des vecteurs vitesses), Obtention des cartographies instantanées des champs de vitesses Réponse indépendante des fluctuations de température et de la composition du fluide, Utilisation dans des conditions extrêmes de température (ex. : flamme)	Problèmes causés par l'ensemencement, L'épaisseur du plan lumineux est un facteur limitant (dépend des caractéristiques du matériel optique utilisé), Technique lourde à mettre en œuvre, Méthode coûteuse

Tableau F-2 : Avantages et inconvénients de la méthode PIV

## **F.II Caractéristiques du Tétrapropylène Hydrogéné (TPH)**

Nom du produit	Tétrapropylène Hydrogène
Nom chimique	Dodécane
Formule globale	C <sub>12</sub> H <sub>26</sub>
Poids moléculaire	168 g
Symbole de danger	Xi
Aspect	Liquide à 20°C Incolore Odeur très légère
Changement d'état	Point/Intervalle d'ébullition : initiale ébullition à 188°C
Point d'éclair	55 - 61°C
Inflammabilité	Limite inférieure d'inflammabilité dans l'air : 25 g/m <sup>3</sup> PCI : 44467 kJ/kg Auto-inflammabilité : 240°C
Pression vapeur	A 20°C, 1,5 mbar A 70°C, 16 mbar
Densité du TPH liquide à 20°C	0.76 g/ml
Solubilité	Inférieure à 1 g/l dans l'eau
Viscosité	1.26 mPas (à 20°C)
Température de décomposition	Supérieure à 400°C
Danger d'explosion	Les vapeurs peuvent former avec l'air des mélanges explosifs

Tableau F-3: Caractéristiques du combustible liquide TPH

## **F.III Mise en place de visualisations par tomographie laser dans le dispositif DIVA**

### **F.III.1 Tests de qualification du dispositif**

Une phase de qualification est réalisée avant chaque essai. Elle permet d'optimiser les positions de la nappe laser et des caméras dans la zone d'investigation et de vérifier le bon fonctionnement du dispositif (le système d'enregistrement vidéo notamment). Cette phase de qualification est réalisée sur un écoulement d'air chaud généré par un convecteur électrique placé dans le local L1 près de la porte. L'ensemencement est réalisé par un générateur de fumées (production des fumées par évaporation d'un liquide visqueux) placé dans ce même local. Le local L1 est isolé de l'extérieur (porte « L1/couloir » fermée). L'air chaud produit dans le local L1 se déverse dans le local L2 par la porte et s'élève vers le plafond du local. Cette simulation permet de reproduire un écoulement proche de celui d'un panache de fumées réelles.

Les Figure 1 et Figure 2 présentent le montage expérimental mis en place lors des essais de faisabilité. Les positions de la nappe laser et des caméras sont ajustées suivant les essais.



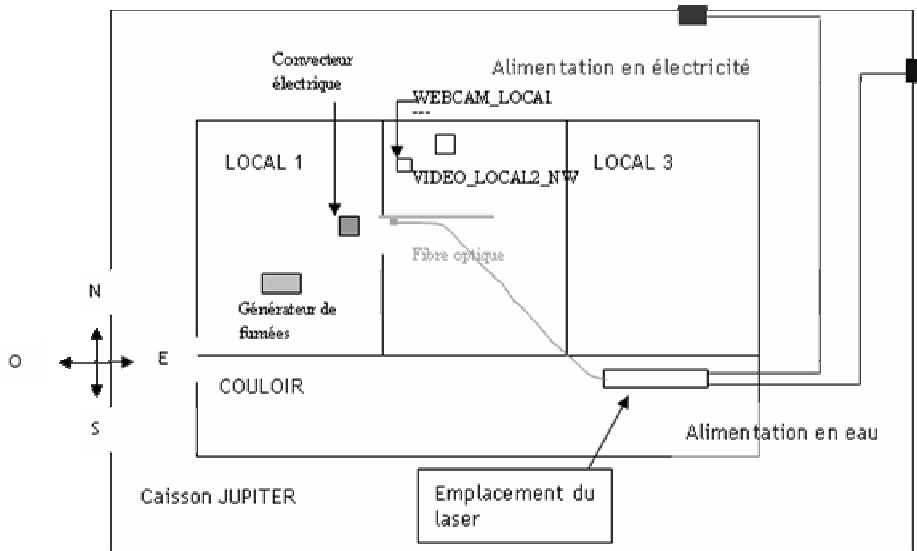


Figure F-13: Mise en place du montage expérimental vu du dessus pour les tests de qualification



Figure F-14: Mise en place du montage expérimental vu du côté sud pour les tests de qualification

La Figure F-15 et la Figure F-16 représentent schématiquement le dispositif expérimental utilisé pour les essais PRS-D1, D4 et D5.

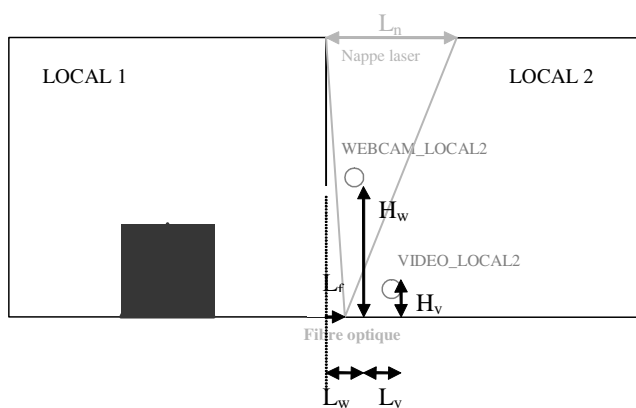


Figure F-15: Dispositif expérimental pour les essais PRS-D1, D4 et D5 (vue côté sud)

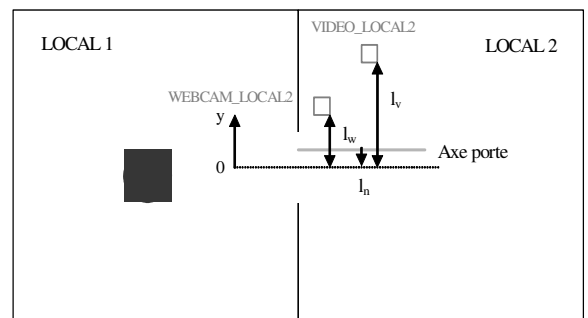


Figure F-16: Dispositif expérimental pour les essais PRS-D1, D4 et D5 (vue du dessus)

Le Tableau F-4 donne les différentes positions des équipements lors des essais PRS-D1, D4 et D5 :

Essai	$L_n$ (cm)	$L_f$ (cm)	$L_w$ (cm)	$L_v$ (cm)	$H_w$ (cm)	$H_v$ (cm)	$l_w$ (cm)	$l_v$ (cm)	$l_n$ (cm)
PRS-D1	~ 170	25	55	55	240	140	200	210	12
PRS-D4	~ 90	41	55	55	232	140	200	210	19
PRS-D5	~ 150	42	33	80	200	138	62	163	20

Tableau F-4: Récapitulatif du positionnement des équipements pour les essais PRS-D1, D4 et D5

Les Figure 5 et Figure 6 représentent le dispositif expérimental utilisé pour l'essai PRS-D6 mettant en jeu les trois locaux. Pour cet essai, un autre laser (R&D Vision) est placé directement dans le local L3 au niveau du sol, lui aussi décalé par rapport à l'axe de la porte L2\_L3. La webcam n'est plus utilisée pour la visualisation.

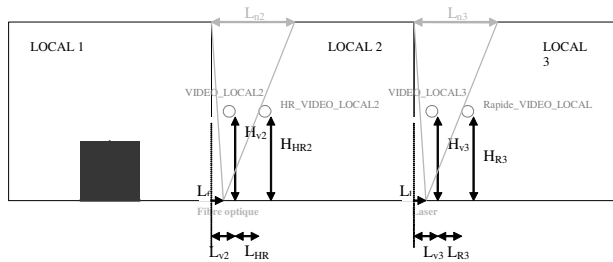


Figure F-17: Dispositif expérimental pour l'essai PRS-D6 (vue côté sud)

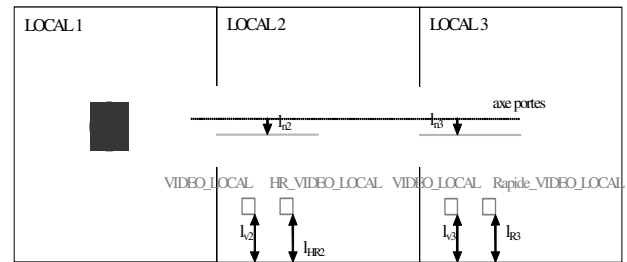


Figure F-18: Dispositif expérimental pour l'essai PRS-D6 (vue du dessus)

Le Tableau 3 récapitule les positions des différents équipements utilisés lors de l'essai PRS-D6 :

Local 2	$L_{n2}$	$L_{f2}$	$L_{v2}$	$L_{HR2}$	$H_{V2}$	$H_{HR2}$	$l_{v2}$	$l_{HR2}$	$l_{n2}$
	~ 160	18	150	33	220	226	80	80	15
Local 3	$L_{n3}$	$L_{f3}$	$L_{v3}$	$L_{R3}$	$H_{V3}$	$H_{R3}$	$l_{V3}$	$l_{R3}$	$l_{n3}$
	~ 120	26	113	30	245	245	70	70	14

Tableau F-5: Récapitulatif du positionnement des équipements pour les essais PRS-D6 (longueur en cm)

#### F.IV Quelques images

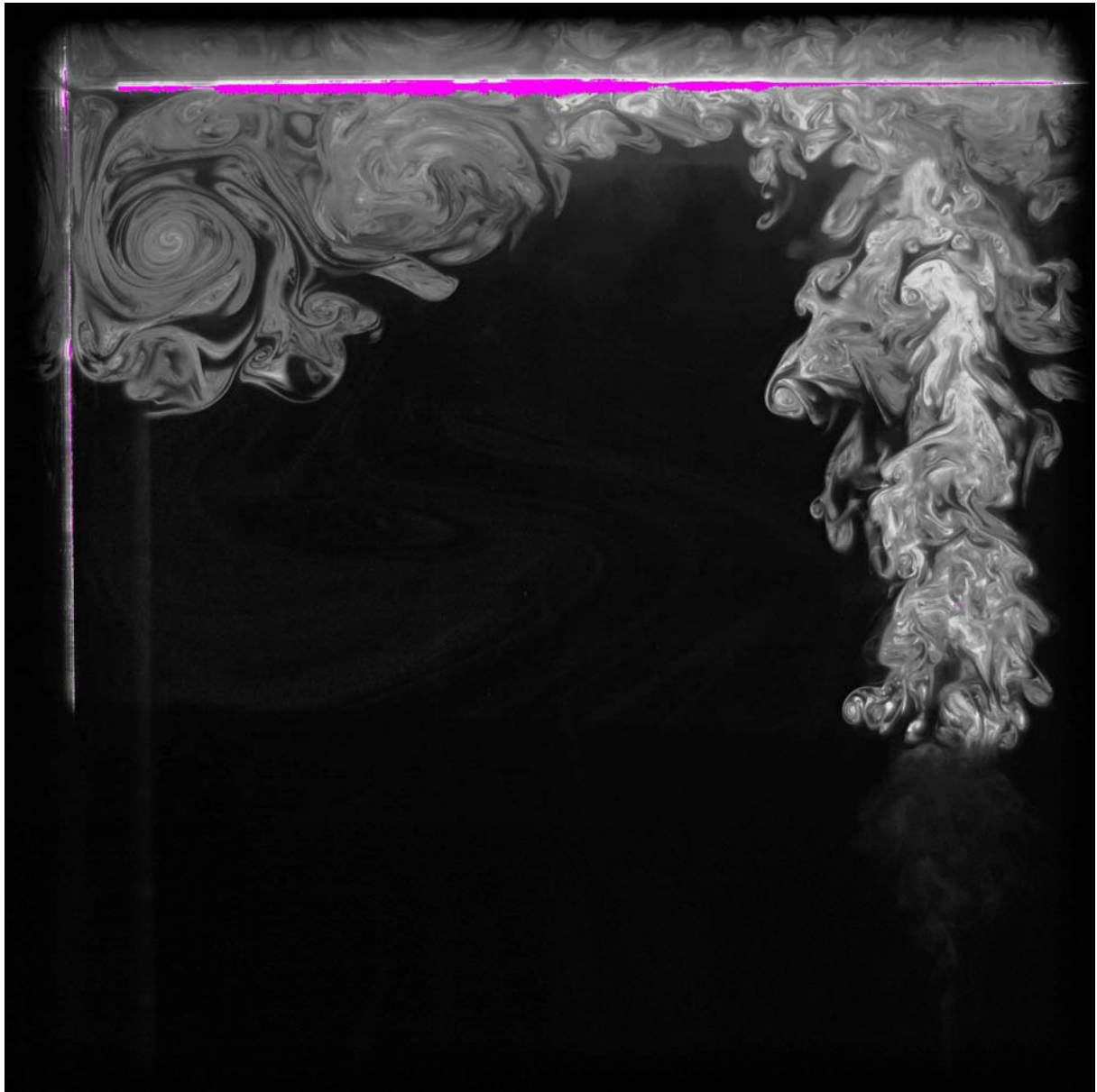


Figure F-19 : Visualisation par PIV de l'écoulement au plafond dans la maquette isotherme pour  $q_{Hc} = 10 \text{ l/min}$



Figure F-20 : Visualisation par PIV de l'écoulement à la porte dans la maquette isotherme,  $q_{He} = 150$  l/min

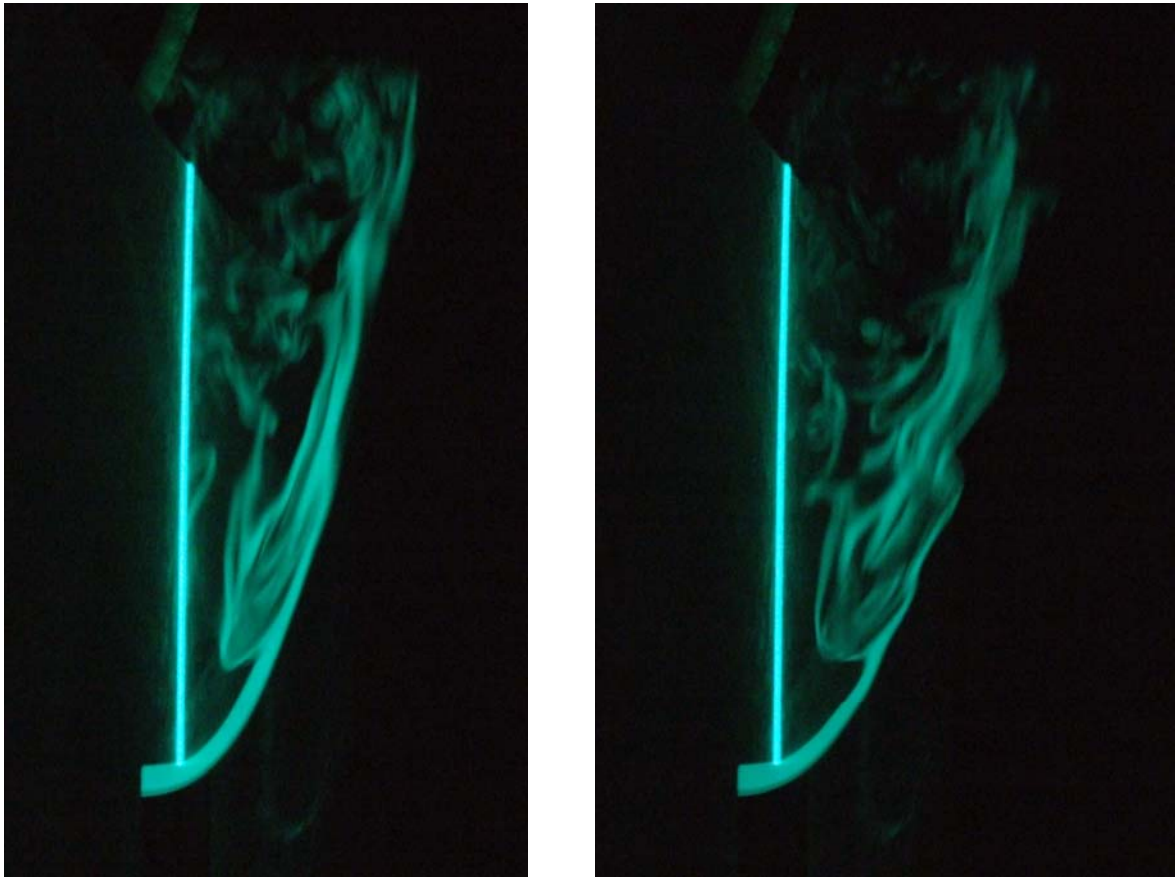


Figure F-21 : Visualisations par tomographie laser du panache déversant dans la maquette isotherme,  $q_{\text{He}} = 5 \text{ l/min}$  et  $q_{\text{air}} = 15 \text{ l/min}$

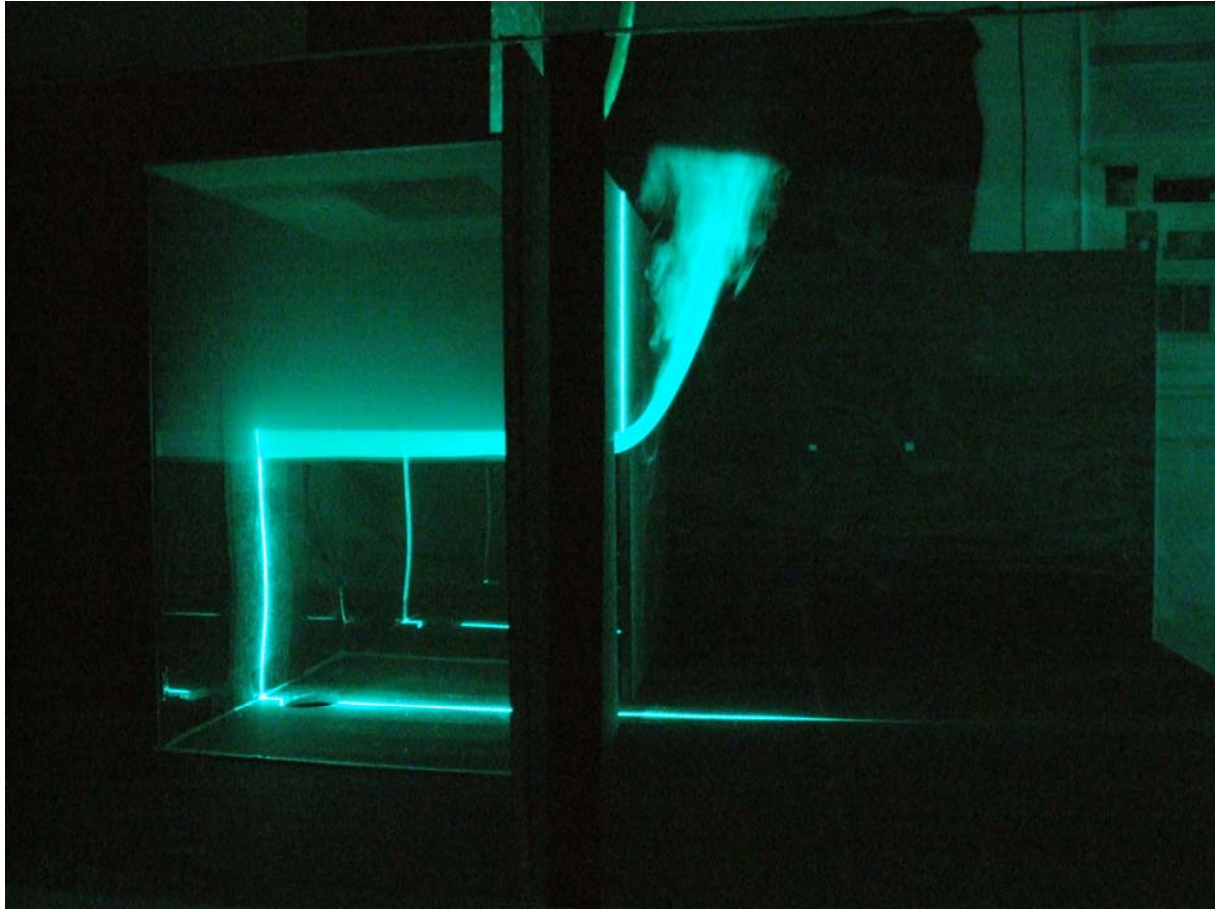


Figure F-22 : Visualisation par tomographie laser du panache déversant dans la maquette isotherme,  $q_{He} = 50$  l/min et  $q_{air} = 50$  l/min

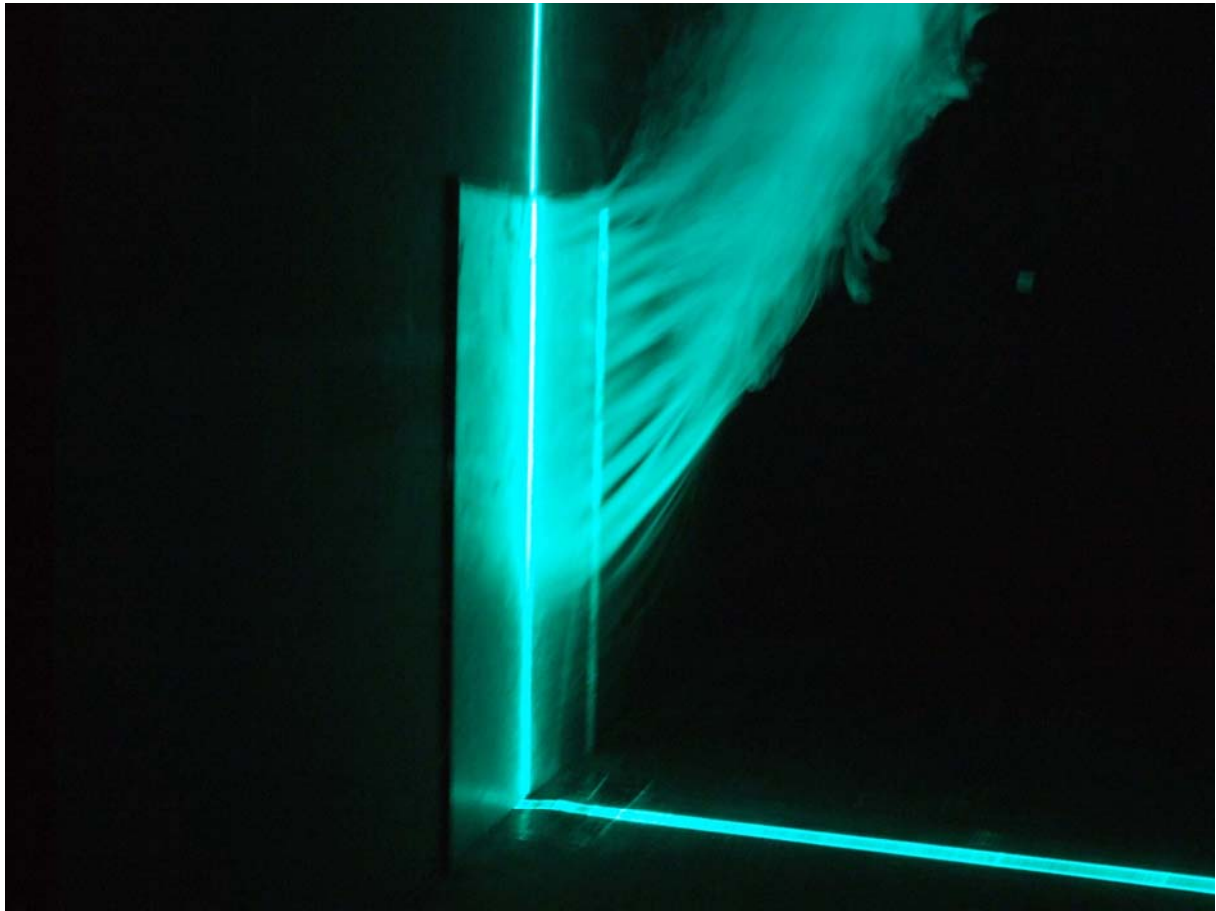


Figure F-23 : Visualisation par tomographie laser du panache déversant dans la maquette isotherme dans le cas où l'ouverture entre les 2 locaux est de type fente  $L_{\text{porte}} \sim 1 \text{ cm}$

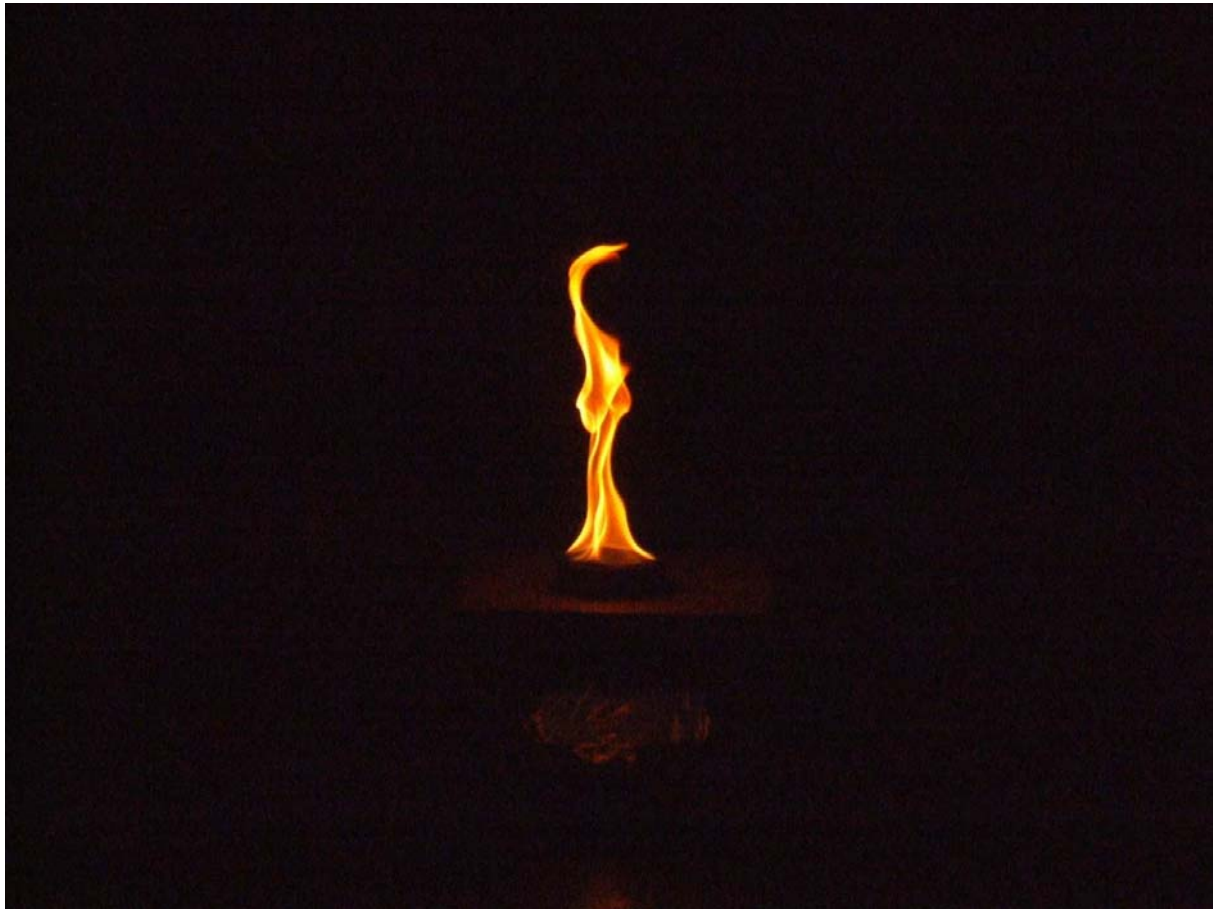


Figure F-24 : Photographie du terme source (bac pyrex) dans la maquette thermique



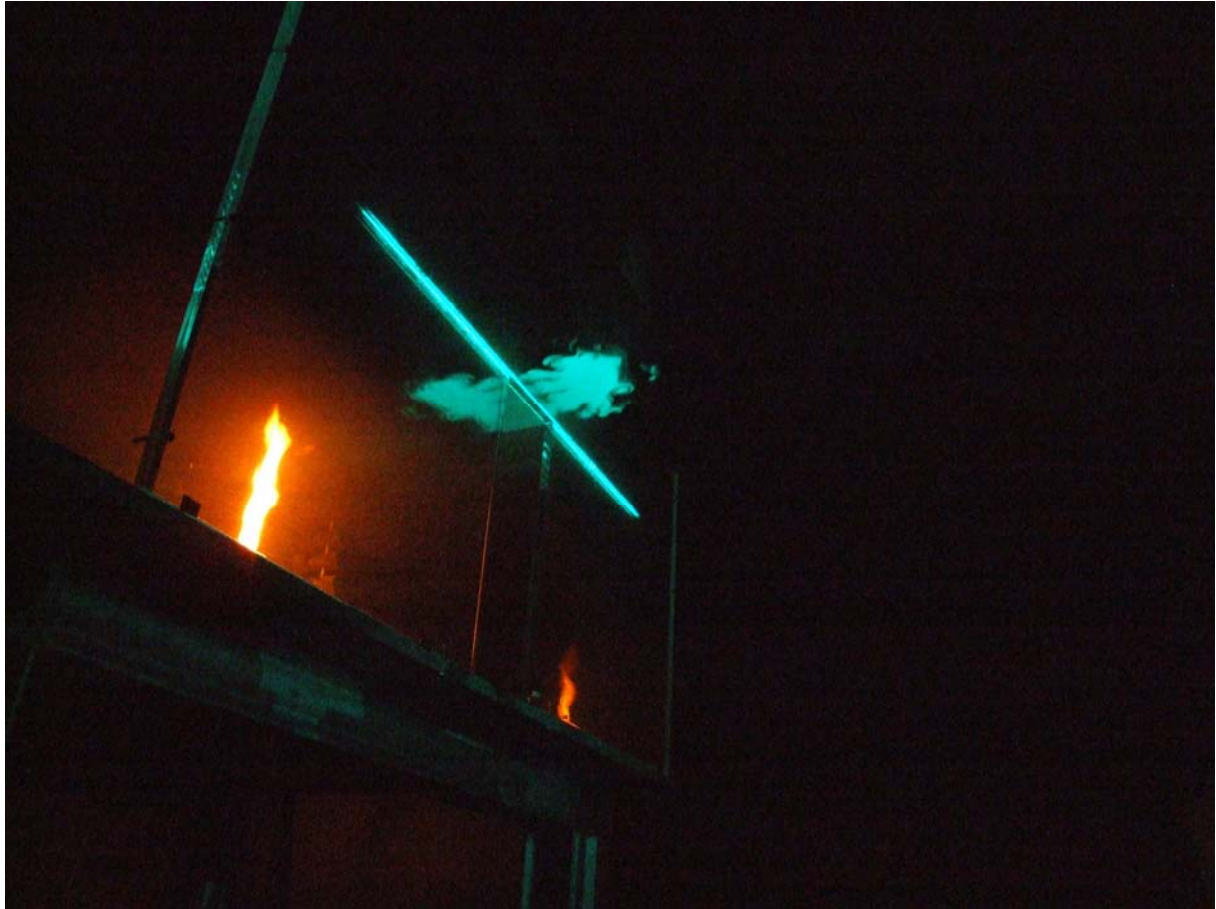


Figure F-25 : Visualisation par tomographie laser de l'écoulement à la porte (plan horizontal) dans la maquette thermique

*Etude du mouvement d'un fluide de faible masse volumique entre deux compartiments reliés par une ouverture de type porte: Application à la propagation de la fumée d'incendie*

Mots clés : incendie, propagation, fumées, multi locaux, échelle réduite, air/hélium

Résumé : La thèse traite des phénomènes de propagation des fumées d'incendie pour une configuration typique des installations nucléaires : deux locaux confinés et reliés par une porte ouverte. L'objectif est d'étudier les mécanismes de propagation des fumées, dans le but d'améliorer les connaissances sur la sûreté de l'installation, ainsi que de fournir des banques de données pour la validation des codes de calculs. La méthode repose sur la combinaison de trois approches expérimentales: une approche densimétrique à échelle réduite utilisant un mélange isotherme de faible densité, une approche thermique à échelle réduite basée sur la combustion de petits bacs d'hydrocarbure et enfin, une analyse d'essais incendie à pleine échelle. L'étude s'est concentrée sur le processus de remplissage dans le local "source", l'écoulement à la porte et le panache déversant dans le local "cible". Sur le phénomène de remplissage dans le local "source", l'influence des enroulements sur l'entraînement d'air ainsi que celle des pertes thermiques sur la stratification sont mises en évidence. L'étude de l'écoulement à la porte propose une description fine des profils de vitesse et de température, ainsi que de la position du plan neutre (épaisseur de la couche) et de sa dépendance avec le nombre de Richardson  $Ri$ . Enfin l'étude du panache déversant a mis en évidence deux régimes de déversement, les caractéristiques de la trajectoire du panache, de son point d'impact au plafond ainsi que du rôle de la géométrie sur les niveaux d'entraînement d'air. Des connaissances approfondies sont apportées sur la localisation des zones de fortes températures (point d'impact au plafond), le rôle de la ventilation mécanique, l'influence de la dimension de l'ouverture (porte ouverte ou fente verticale), la trajectoire du panache déversant, la puissance convective à la porte. Ce travail de thèse a également permis de développer des techniques de mesures laser sur des essais « incendie » .

*Investigation of variable density flow motions between two compartments connected with an open door: application to fire smoke propagation.*

Key words: fire, propagation, smoke, multi-rooms, reduced-scale, air/helium

Abstract: The thesis deals with fire smoke propagation phenomena for typical nuclear facility scenario: two rooms connected with an open door. The objective is to study propagation phenomena in the final goal of improving the knowledge for safety and proposing data base for code validation. The methodology is based on the combination of three experimental approaches: reduced scale isothermal approach using air/helium gas mixture, reduced scale thermal approach using combustion of small cup of hydrocarbon and large scale approach with fire tests. The study focuses on filling process in the "source" room, the flow at the doorway and the spill plume in the target room. The filling process investigation shows the influence of enrolments on air entrainment and the effect of thermal losses on the stratification. A coarse description of the flow at the doorway is proposed. The behaviour of the spill plume points out two regimes of spilling, the trajectory characteristic and the location of the impact at the ceiling. Several topics are investigated: the location of high temperature regions, the effect of mechanical ventilation, the effect of the dimension of the doorway, the trajectory of the spill plume, the effect of the convection heat flow. In addition, visualisations of smoke flow at large scale with laser techniques have been performed.