



Programme européen de formation des formateurs pour les intervenants

## Cours 9

# Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

## NIVEAU IV

### Officier spécialiste

Les informations contenues dans ce cours sont destinées au niveau d'officier spécialiste et plus.

Ce sujet est également disponible aux niveaux I & III.

Ce cours fait partie d'un ensemble de documents de formation comprenant des supports de niveaux I – IV :

Pompier, commandant d'équipe, commandant d'incident et officier spécialiste.

Veillez consulter l'introduction du cours concernant les compétences et les attentes en matière d'apprentissage

Remarque : Ces supports sont la propriété du Consortium HyResponder et doivent être mentionnés en conséquence. Les résultats de HyResponse ont été utilisés comme base



### Clause de non responsabilité

Malgré le soin apporté à la préparation de ce document, la clause de non-responsabilité suivante s'applique: les informations contenues dans ce document sont fournies telles quelles et aucune garantie n'est donnée quant à leur adéquation à un usage particulier. L'utilisateur utilise ces informations à ses seuls risques et périls.

Le document ne reflète que le point de vue de ses auteurs. La FCH JU et l'Union européenne ne sont pas responsables de l'usage qui pourrait être fait des informations qu'il contient..

### Remerciements

Le projet a reçu un financement de Fuel Cells and Hydrogen 2 Joint Undertaking (JU) dans le cadre de la convention de subvention n° 875089. Le JU bénéficie du soutien du programme de recherche et d'innovation Horizon 2020 de l'Union européenne et des pays suivants : Royaume-Uni, France, Autriche, Belgique, Espagne, Allemagne, Italie, République tchèque, Suisse, Norvège..

## Résumé

Cette conférence s'attache sur les libérations d'hydrogène enflammées (microflammes, jets enflammés, boules de feu) et est de grande importance pour les personnels de secours. Une terminologie utile a été introduite au début. Puis, une classification de différents types d'incendies d'hydrogène est fournie. Les jets enflammés d'hydrogène (classique pour le stockage gazeux comprimé) sont examinés en détail. Une part significative de la conférence est consacrée à l'évaluation de la longueur des flammes et des distances de séparation. Les critères de danger pour les technologies de l'hydrogène ont été décrits. L'effet de différents facteurs sur la longueur des flammes d'hydrogène est examiné. Les flux thermiques radiatifs et les longueurs de flamme pour les jets enflammés d'hydrogène, de GNC et de GPL ont été présentés dans cette conférence. Un aperçu des techniques de détection et d'atténuation pour les incendies d'hydrogène est fourni. Ces informations seront très utiles non seulement pour des exercices de réalité virtuelle et des exercices opérationnels, mais aussi pour la prise de décision sur la scène d'un accident impliquant des incendies.

## Mots clés

Incendie d'hydrogène, longueur de flamme, distance de séparation, flux thermiques radiatifs, détection, atténuation, extinction

## Table des matières

Résumé.....	3
Mots clés.....	3
1. Public cible .....	6
1.1 Description de la mission: Spécialiste.....	6
1.2 Niveau de competence: Specialist.....	6
1.3 Prérequis: Specialiste .....	6
2. Introduction and objectives .....	6
3. Terminologie principale .....	7
4. Types d'incendies et de flammes d'hydrogène .....	10
4.1 Microflammes .....	10
4.1.1 Etouffement des flames d'hydrogen .....	10
4.1.2 Fuite de raccord.....	12
4.2 Fuites enflammées et longueur de flame d'hydrogène et distances de séparation....	14
4.2.1 Corrélation dimensionoealle .....	18
4.2.2 Corrélation sans dimension.....	22
4.2.3 Determination de la longueur de flamme.....	27
4.2.4 Localisation de la pointe de flamme .....	27
4.2.5 Distance de sécurité depuis une fuite d'hydrogène enflammée.....	30
4.3 Longueurs de flame et distances de separation affectées par différents problèmes..	34
4.3.1 L'effet de la fixation du jet sur la longueur de flamme .....	34
4.3.2 L'effet de la taille et de la forme de la buse sur la longueur de flamme.....	35
4.3.3 L'effet de la flottabilité sur les distances de séparation deterministes .....	37
4.3.4 Les effets de barrières .....	37
5. Applications aux conduites .....	39
6. Flux thermiques radiatifs de fuites enflammées et boules de feu .....	43
6.1 Flux thermique radiatifs de fuites enflammées .....	43
6.2 Fuites enflammées d'hydrogène compare à une fuite enflammés de combustibles courants .....	47
6.3 Boules de feu d'hydrogène.....	48
6.4 Effet de la pression sur les fuites enflammées d'hydrogène .....	49
6.5 Effet de différents paramètres sur la srpression .....	49
6.5.1 Effet d'un diameter d'orifice sur la srpression .....	49
6.5.2 Effet du retard d'inflammation sur la surpression .....	51

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

6.5.3	Effet de la localisation de la source d'inflammation sur la surpression .....	51
7.	Feu de vehicules FC.....	52
8.	Detection, atténuation et extinction des feux d'hydrogène.....	60
8.1	Detection des feux d'hydrogen .....	60
8.1.1	Détecteurs à UV .....	62
8.1.2	Détecteurs IR .....	63
8.1.3	Détecteurs thermiques.....	63
8.1.4	Système d'imagerie.....	63
8.2	Atténuation des feux d'hydrogène .....	63
8.2.1	Contrôle de la direction d'évacuation du jet.....	63
8.2.2	Blindages ou barrières.....	63
8.2.3	Réduction de la longueur de flamme .....	64
8.2.4	Retour de flamme et stop flamme.....	66
8.2.5	Utilisation d'une isolation thermique.....	67
8.3	Extinction des feux hydrogen.....	67
9.	Calcul de la longueur de flamme d'un jet enflammé sous-dimensionné.....	68
10.	Utilisation du e-Laboratory tools .....	71
10.1	Calcul de la longueur de flamme.....	71
10.2	Jet élargi et sous-expansé .....	73
10.3	Calcul de la distance de danger .....	74
	Remerciements.....	76
	Références .....	76

## 1. Public cible

Les informations contenues dans ce cours s'adressent aux officiers spécialisés et aux fonctionnaires de rang supérieur. Ce cours est également disponible pour les niveaux I : Pompier.

La description du rôle, le niveau de compétence et les attentes en matière d'apprentissage au niveau de l'officier spécialisé sont décrits ci-dessous

### 1.1 Description de la mission: Spécialiste

Les spécialistes assistent les commandants d'incidents en les conseillant et en dirigeant et supervisant les opérations techniques qui impliquent l'utilisation de connaissances, de compétences ou d'équipements liés à un risque spécifique ou à une activité d'intervention. Les incidents typiques concernent les matières dangereuses, les véhicules de transport, les événements climatiques, les défaillances structurelles et autres défaillances de l'environnement bâti, ainsi que la logistique des interventions d'urgence.

### 1.2 Niveau de compétence: Specialist

Une base scientifique, technique et empirique dans le domaine concerné avec des compétences, renforcées par l'expérience, pour appliquer ces informations et connaissances d'une manière interprétée et utile afin de permettre au commandant de l'incident et aux autres premiers intervenants sous la direction du spécialiste de répondre efficacement et en toute sécurité à la situation d'urgence.

### 1.3 Prérequis: Spécialiste

CEC 5 Connaissances factuelles et théoriques complètes et spécialisées dans un domaine de travail ou d'étude et conscience des limites de ces connaissances. Un éventail complet de compétences cognitives et pratiques nécessaires pour développer des solutions créatives à des problèmes abstraits. Exercer des fonctions de gestion et de supervision dans des contextes d'activités professionnelles ou d'études caractérisés par des changements imprévisibles ; examiner et développer ses propres performances et celles des autres.

## 2. Introduction and objectives

Fréquemment, il est fait référence au terme de « sécurité » comme à une barrière « non technique » aux technologies de PCH émergentes. Cependant, plusieurs défis techniques doivent être résolus avant de déployer ces technologies sur le marché. L'un d'eux est la réduction de la longueur des flammes de jet d'hydrogène de la valeur actuelle de 10 à 15 mm provenant du stockage à bord des véhicules PC pour permettre l'évacuation et le sauvetage des passagers et leur protection par les personnels de secours. Un autre problème important non résolu concerne l'augmentation du degré de résistance au feu des réservoirs de stockage d'hydrogène à bord depuis 1 à 7 minutes (valeur actuelle pour les récipients de type IV) pour permettre un temps plus long pour la purge des réservoirs. Cela empêcherait de graves dommages sur les structures civiles, telles que les garages, lors d'une libération d'hydrogène accidentelle. De plus, cela exclurait même un risque de formation de grands nuages

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

d'hydrogène-air à l'intérieur de tunnels, ce qui pourrait provoquer des victimes sur toute la longueur du tunnel en cas d'incendies. Le degré de résistance au feu plus élevé des réservoirs de stockage d'hydrogène permettrait une évacuation sûre des civils d'un lieu d'accident, garantissant l'intégrité des passagers et des personnels de secours [1].

Indubitablement, les Personnels de secours devront faire face à des incidents ou des accidents impliquant des flammes d'hydrogène, car l'incendie d'hydrogène est un scénario classique de nombreux accidents. La connaissance de la longueur de la flamme d'hydrogène et des distances de séparation associées sont d'une importance capitale pour les Personnels de secours. Un incendie générera également un rayonnement thermique qui peut être néfaste pour l'être humain et causer des dommages aux structures, bâtiments, équipements, etc. aux distances allant au-delà de la longueur de flamme. Plusieurs facteurs affectant l'étendue d'un jet enflammé et le flux thermique radiatif associé, notamment la pression de stockage d'hydrogène et la taille de fuite, seront étudiés dans la présente conférence. Des méthodes de détection de l'incendie d'hydrogène, les techniques d'atténuation et d'extinction des incendies d'hydrogène sont également examinés dans la présente conférence.

À la fin de la conférence, un Personnel de secours/stagiaire sera en mesure de :

- Distinguer les différents types d'incendies d'hydrogène : des microflammes aux jets enflammés et aux boules de feu,
- Évaluer les longueurs de flamme d'hydrogène à l'aide de nomogrammes, de corrélations dimensionnelles et sans dimension,
- Évaluer la localisation moyenne de la pointe des flammes-jets,
- Prédire la détermination des distances de séparation pour protéger les personnes et les structures,
- Expliquer l'effet de différents facteurs sur la longueur de flamme des jets enflammés : taille et forme de buse, fixation du jet, flottabilité, barrières ou murs,
- Comparer les longueurs de flamme et les flux thermiques des jets enflammés d'hydrogène et d'autres combustibles courants (GNC et GPL),
- Expliquer les effets de la pression des jets enflammés d'hydrogène,
- Identifier les principales méthodes de détection des incendies d'hydrogène,
- Reconnaître les techniques d'atténuation pour les incendies d'hydrogène,
- Mettre en place les pratiques d'extinction des incendies d'hydrogène,
- Comprendre les principaux défis de sécurité liés à l'état actuel des technologies PCH.

### 3. Terminologie principale

Afin de comprendre pleinement les incendies d'hydrogène et autres phénomènes associés (tels que les microflammes, les phénomènes d'étouffement et de soufflage, de décollement, de soufflage et éjection, le rayonnement thermique, la visibilité de la flamme, la longueur et la vitesse de flamme, le choc des jets enflammés, etc.), il sera utile d'apprendre quelques-unes des

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

définitions ci-dessous. Veuillez prêter attention aux chiffres sans dimension qui seront souvent utilisés dans la présente conférence, ainsi que d'autres.

*Purge sous pression* : processus pendant lequel la pression d'un compartiment de stockage décroît avec le temps en raison d'une fuite [1].

*Soufflage* : extinction de la flamme à grande vitesse sans décollage [2].

*Éjection* : extinction de la flamme à grande vitesse avec un décollage [2].

*Limite d'éjection* : limite de vitesse d'écoulement de combustible au-delà de laquelle une flamme décollée est éjectée [2].

*Déflagration* : processus suivant la faible inflammation dans un mélange combustible, qui se propage à une vitesse subsonique dans un mélange frais, non brûlé [3].

*Détonation* : processus au cours duquel l'onde de combustion se propage à une vitesse supersonique dans le milieu n'ayant pas réagi [3].

*Drop-back* : refixation à la buse d'une flamme décollée par une diminution de la vitesse de décollement [2].

*Diamètre effectif* : diamètre de jet à l'endroit où l'expansion jusqu'à 1 bar se produit, dans un jet sous-dimensionné [4].

*Jet « dilaté »* : jet dont la pression au niveau de la sortie de buse est égale à la pression atmosphérique [1].

*Degré de résistance au feu* : mesure du temps pendant lequel un système de protection passif contre l'incendie peut supporter un test standard de résistance au feu [1].

*Décollement de flamme* : condition dans laquelle la flamme et un brûleur se séparent.

*Vitesse de flamme* : vitesse de la flamme par rapport à un observateur fixe [3].

*Point d'éclair* : température la plus faible à laquelle le combustible produit assez de vapeurs pour former un mélange inflammable avec l'air à sa surface [1].

*Nombre de Froude (Fr)* : nombre sans dimension égal au rapport de la force d'inertie à la force de pesanteur [1].

*Distance de sécurité* : distance entre la source de danger et la zone où ce danger se manifeste aux personnes, aux équipements ou à l'environnement (selon une échelle de « sans danger » à « danger maximal »)(d'après la définition du projet ISO TC197). Cette distance est déterminée par une modélisation physique, numérique, ou une réglementation, et correspond à une valeur du milieu ambiant (généralement, pression ou température).

*Vitesse de combustion laminaire* : rapport de la propagation de la flamme à la vitesse du gaz non brûlé devant celle-ci, dans des conditions spécifiées de composition, température et pression du gaz non brûlé [1].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

*Hauteur de décollement* : hauteur depuis la sortie de la buse jusqu'à la base d'une flamme décollée [2].

*Vitesse de décollement* : vitesse d'écoulement de combustible provoquant le détachement d'une flamme de la buse [2].

*Nombre de Mach (M)* : nombre sans dimension égal au rapport de la vitesse d'écoulement locale à la vitesse du son locale [1].

*Pression maximale de service autorisée (PMSA)* : pression maximale à laquelle tout composant ou toute partie du système de pression peut être soumis sur la totalité de la plage des températures de calcul [5].

*Température et pression normales (TPN)* : température de 293,15 K et pression de 101,325 kPa [1].

*Flamme non-prémélangée* (souvent appelée une *flamme de diffusion*) : flamme dans laquelle le comburant et le combustible ne sont pas mélangés avant d'atteindre un front de flamme. Pendant la combustion, le comburant se combine à un combustible par diffusion. La vitesse de flamme est limitée par la vitesse de diffusion.

*Surpression* : pression dans une onde de choc supérieure à la pression atmosphérique ou pression dans une structure de confinement qui dépasse la pression maximale de service autorisée de la structure de confinement [5].

*Flamme prémélangée* : flamme dans laquelle le comburant a été mélangé au combustible avant d'atteindre le front de flamme. La combustion du combustible et du comburant prémélangés forme un front de flamme mince du fait que les réactifs sont facilement disponibles.

*Éclateur d'extinction* : intervalle entre 2 électrodes à plaques parallèles plates auquel l'inflammation des mélanges combustible-air combustibles est supprimée. L'éclateur d'extinction est l'exigence de dimension de l'espace de passage pour empêcher la propagation d'une flamme nue à travers un mélange combustible-air inflammable qui remplit le passage [1].

*Nombre de Reynolds (Re)* : nombre sans dimension qui fournit une mesure du rapport des forces d'inertie et de viscosité [1].

*Distance de séparation (ou de sécurité)* : distance minimale qui sépare des « cibles spécifiques (par ex. des personnes, des structures ou des équipements) des conséquences d'accidents potentiels liés au fonctionnement d'une installation à hydrogène » [6].

*Jet sous-dimensionné* : jet dont la pression à la sortie de la buse est supérieure à la pression atmosphérique [1].

*Longueur de flamme visible* : distance sur l'axe médian de la pointe de la buse à l'extrémité de la flamme [23].

## 4. Types d'incendies et de flammes d'hydrogène

L'hydrogène peut brûler selon différents modes de combustion, notamment incendie instantané, jet enflammé, déflagration, détonation, etc. Les incendies d'hydrogène peuvent aller de microflammas au débit massique de 10<sup>-9</sup> kg/s à des flammes à haut débit massique (centaines de kg/s). Les libérations d'hydrogène peuvent brûler sous la forme de flammes de diffusion laminaires ou de flammes non-prémélangées turbulentes en fonction du nombre de Reynolds (Re) à la sortie d'une fuite. Les flammes peuvent être contrôlées par la flottabilité et dominées par l'inertie. La plupart des libérations d'hydrogène dangereuses se situeront dans un régime dominé par l'inertie. Selon les conditions de sortie de fuite les jets enflammés peuvent être subsoniques (nombre de Mach  $M < 1$ ), soniques et supersoniques hautement sous-dimensionnés. Dans les scénarios où une défaillance d'un réservoir de stockage est possible avec la libération immédiate d'hydrogène dans l'atmosphère environnante, de grandes boules de feu (dizaines de mètres) peuvent se former. La présence d'obstacles, de surfaces et d'enceintes peut affecter significativement la flamme-jet. Un cas particulier est constitué par les incendies impliquant de l'hydrogène liquéfié (LH2). Actuellement, peu de connaissances sont disponibles sur les incendies de LH2. Il existe des lacunes avec une indication que la condensation et la solidification de l'oxygène (de l'atmosphère) dans le cas de fuite/déversement de LH2 dans une certaine condition pourrait conduire à des mélanges explosifs.

### 4.1 Microflammas

La description des microflammas d'hydrogène peut être consultée à la Section 3.13 dans le Cours 2. Les microflammas se caractérisent par le faible débit massique de l'hydrogène dans l'ordre de 10<sup>-9</sup> kg/s (1  $\mu$ g/s) en termes d'écoulements laminaires subsoniques provenant de fissures des réservoirs.

#### 4.1.1 Etouffement des flammes d'hydrogène

Il existe généralement une plage de débits limitée pour lesquels une flamme peut être établie sur une buse de brûleur. En deçà de cette plage, l'écoulement est dit inférieur à la *limite d'étouffement* [1]. L'étouffement d'une quelconque flamme survient lorsque les pertes de chaleur de la flamme sont comparables à la chaleur générée par la combustion, et les réactions chimiques ne peuvent donc pas être maintenues. Les flammes d'hydrogène sont difficiles à étouffer. Par exemple, la combustion d'hydrogène-air prémélangé peut être aggravée par de fortes pulvérisations d'eau en raison de la turbulence induite et de la capacité du mélange à brûler autour des gouttelettes. L'hydrogène a la plus courte distance d'étouffement comparé à d'autres gaz inflammables.

La *distance d'étouffement* est la distance maximale entre deux plaques parallèles qui éteindra une flamme passant entre elles. La distance d'étouffement diminue avec l'augmentation de la pression et de la température. Elle dépend également de la composition du mélange [1]. L'*éclateur d'extinction* est l'intervalle entre 2 électrodes à plaques parallèles plates auquel

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

l'inflammation des mélanges combustible-air est supprimée [1]. Pour les mélanges hydrogène-air prémélangés, deux méthodes sont souvent utilisées :

- Un tube circulaire, à l'aide duquel le diamètre d'étouffement est mesuré,
- Une fente, à travers laquelle la distance d'étouffement est mesurée en se référant à la largeur de la fente [10].

Il existe un autre terme utilisé pour décrire l'étouffement de flammes d'hydrogène : une *limite de soufflage* correspondant au débit atteint au-delà duquel la flamme est *soufflée* de la buse [1]. Les limites d'étouffement et de purge limitent les débits de fuite qui peuvent entretenir une combustion.

Les limites d'étouffement et de soufflage de différents gaz ont été mesurées par Kalghatgi [11], Matta et al. [12], Cheng et al. [13] pour divers combustibles, y compris le propane, le méthane et l'hydrogène sur des brûleurs circulaires (Figure 1). Comme il ressort de la Figure 1, les limites d'étouffement sont pratiquement indépendantes du diamètre. L'hydrogène a la limite d'étouffement la plus faible et la limite de soufflage la plus élevée.

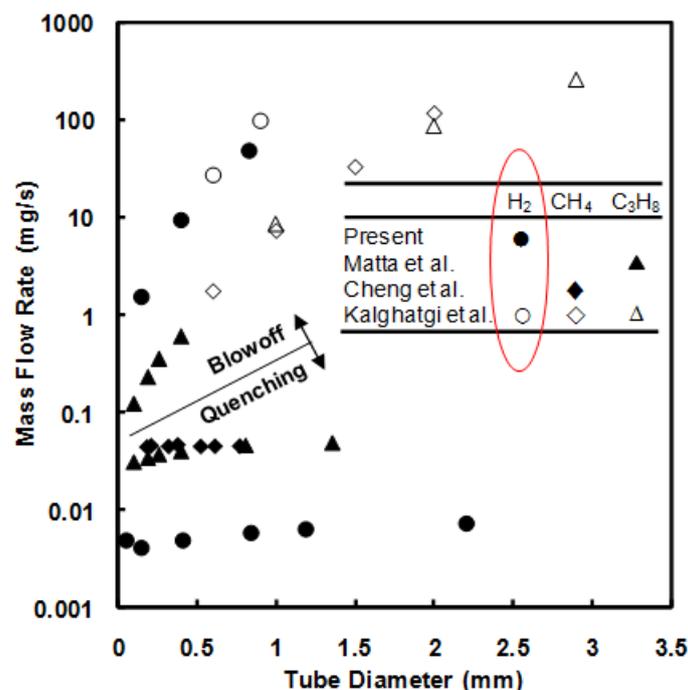


Figure 1. Limites d'étouffement et de soufflage de différents combustibles [1].

Ces études ont montré que les limites de soufflage du débit massique de l'hydrogène sont supérieures à celles pour le méthane et le propane. Pour une taille de fuite donnée, il existe une plage de débits massiques où l'hydrogène est en mesure d'entretenir une flamme stable, mais le méthane et le propane seraient soufflés [1]. Butler et al. [14] ont étudié les limites d'étouffement pour les microflammes de diffusion contrôlées par l'inertie. L'étouffement à une si petite échelle dépend du débit massique plutôt que du diamètre de buse. Les données expérimentales ont défini le débit massique minimal nécessaire au maintien d'une inflammation comme égal à

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

0,028 mg/s [14]. La flamme de diffusion en deçà de cette valeur sera étouffée. La Figure 2 transpose le débit massique en fonction d'un diamètre de brûleur et d'une pression d'amont, en supposant un écoulement réduit, pour trois combustibles différents dans une plage de pressions. Ce graphique confirme que l'étouffement dépend également de la pression. Chaque ligne dans la Figure 2 commence à la pression d'amont minimale pour un débit réduit et se termine à la pression maximale prévue dans les véhicules PC. Cette courbe prévoit que pour une pression de stockage donnée, l'hydrogène a plus de risques de générer des flammes pour des diamètres de trou qui sont inférieurs à ceux pour le méthane ou le propane. De plus, à la pression de stockage de 69 MPa (690 bar), un trou d'un diamètre de tout juste 0,4  $\mu\text{m}$  devrait entretenir une flamme [1].

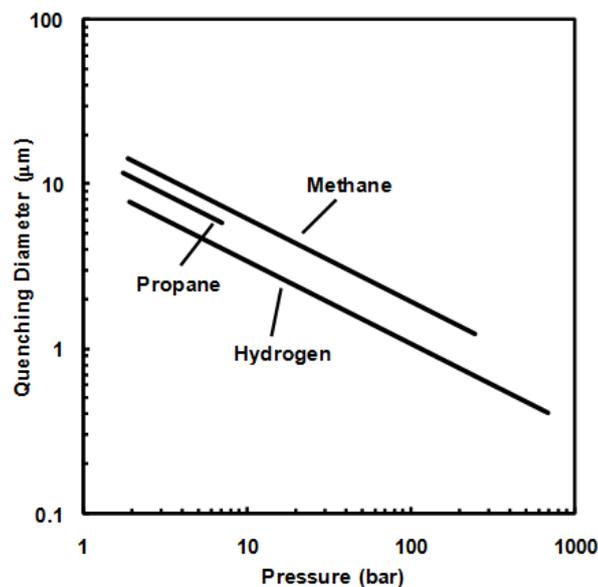


Figure 2. Diamètre d'étouffement en fonction de la pression absolue d'amont [14].

#### 4.1.2 Fuite de raccord

Les raccords à compression sont souvent utilisés pour les gaz stockés à haute pression. La Figure 3 montre les débits massiques mesurés pour l'hydrogène, le méthane et le propane pour une fuite de raccord de 6 mm dans une orientation verticale [14]. La courbe du débit minimal nécessaire pour une inflammation entretenue est tracée en fonction de la pression. Pour les trois combustibles, les limites sont indépendantes de la pression et l'hydrogène a les plus faibles valeurs de limite d'étouffement. Bien que l'hydrogène ait le plus faible débit massique nécessaire pour entretenir des microflammes de raccord, le propane a le plus faible débit volumétrique pour entretenir des microflammes de raccord [3]. Plus de détails sur les fuites de raccord peuvent être consultés en [1].

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

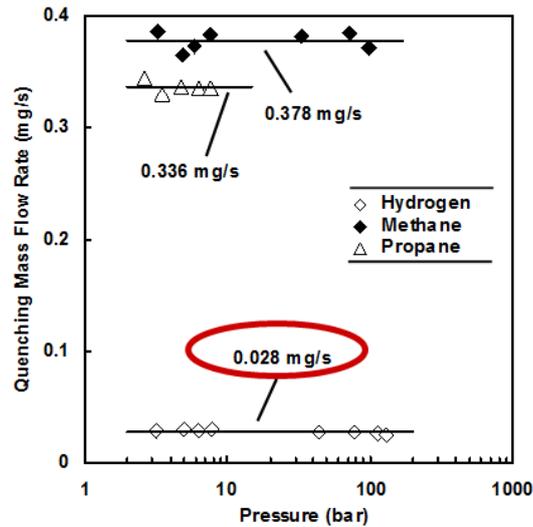


Figure 3. Limites d'étouffement (débits massiques) en fonction de la pression d'amont dans l'orientation verticale des raccords [14].

La Figure 4 montre des images de flammes provenant de fuites de raccords aux limites d'étouffement pour l'hydrogène, le méthane et le propane [15]. Les montages supérieurs, intermédiaires et inférieurs présentent des diamètres de tube de 3, 6 et 12 mm, respectivement. Chaque combustible s'écoulait au débit minimal nécessaire pour entretenir la flamme.

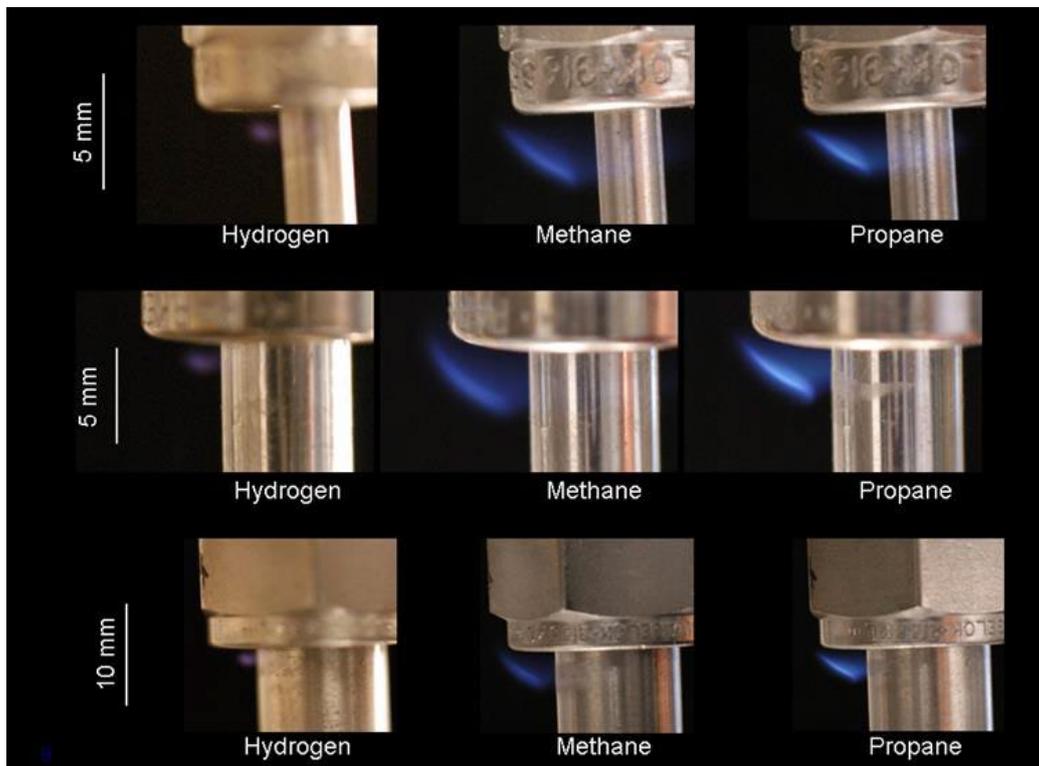


Figure 4. Images de flammes aux limites d'étouffement pour l'hydrogène, le méthane et le propane [15].

## 4.2 Fuites enflammées et longueur de flamme d'hydrogène et distances de séparation

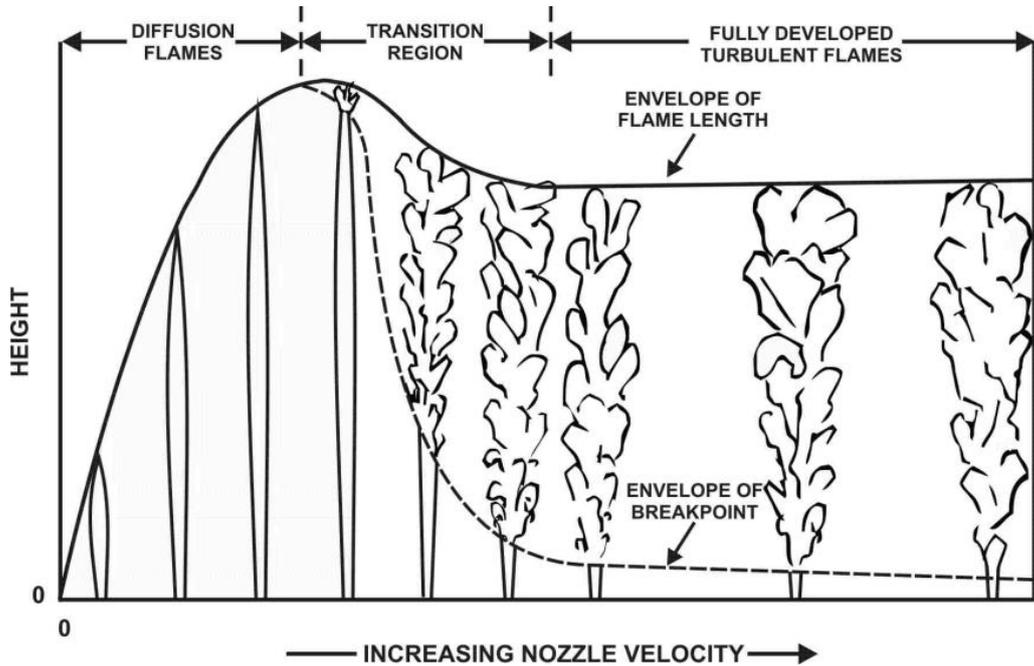


Figure 5. Progression des flammes de diffusion laminaire aux flammes non-prémélangées turbulentes entièrement développées [17].

Hottel and Hawthorne et al. [16, 17] ont conclu lors de leur étude phare sur les flammes d'hydrogène « dilaté » que la longueur de flamme (LF) était exclusivement proportionnelle au diamètre de buse ( $D$ ). Il a été découvert que le débit de gaz combustible n'avait aucun effet sur la longueur de flamme dans la mesure où il est suffisamment élevé pour produire une flamme turbulente entièrement développée (Figure 5).

La Figure 5 montre le changement de la hauteur de flamme avec l'augmentation de la vitesse de buse pendant le passage d'une flamme de diffusion laminaire à une flamme non-prémélangée turbulente entièrement développée, ainsi qu'observée par Hawthorne et al. [16]. Au début, l'augmentation de la vitesse de buse conduit à une augmentation de la longueur de flamme pour les flammes laminaires. Puis, à une certaine vitesse, la hauteur de flamme laminaire atteint son maximum et commence à décliner lorsque la flamme devient tout d'abord turbulente à sa pointe. Le passage de la flamme de diffusion laminaire verticale à une flamme turbulente commence à se produire au nombre de Reynolds d'environ  $Re = 2000$  si on considère la libération d'hydrogène dans de l'air calme.

Il n'est pas évident que la conclusion établie par Hawthorne et al. [16] sur les jets enflammés « dilatés » concernant l'indépendance de la longueur de flamme par rapport à la vitesse de buse pour les jets turbulents puisse être étendue aux jets enflammés sous-dimensionnés. Par exemple, on sait que la fluctuation de la turbulence et de la vitesse à l'axe de jet sous-dimensionné en aval du disque de Mach est assez élevée comparée aux écoulements subsoniques [1]. Ce haut niveau de turbulence dans les jets « dilatés » a été récemment

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

confirmé par l'application de la technique de simulation à grande échelle (LES, pour large eddy simulation) par Brennan et al. [18] pendant le traitement des données expérimentales sur les jets enflammés d'hydrogène à grande échelle par Sandia National Laboratories.

Baev and Yasakov [19] ont montré théoriquement que selon le diamètre de brûleur  $D$  (nombre de Froude  $Fr$ ), un pic caractéristique sera observé dans la fonction  $L_F = f(Re)$  mentionné par Hottel and Hawthorne [17], ou qu'il n'y aura aucun pic pour les buses de plus grand diamètre (Figure 6).

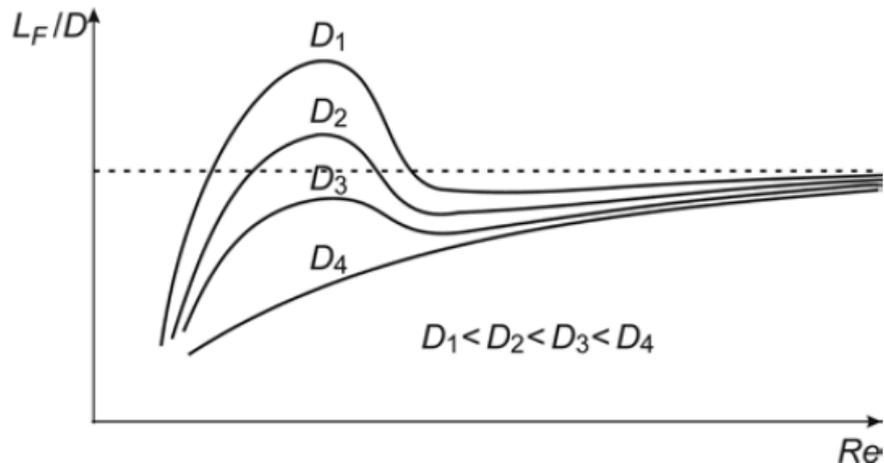


Figure 6. Rapport théorique de la longueur au diamètre de flamme ( $L_F/D$ ) en fonction du nombre de Reynolds ( $Re$ ) pour différents diamètres de buse  $D$ . La ligne horizontale en pointillés correspond à une limite de longueur de flamme turbulente  $L_t$  [19].

Ces prédictions théoriques ont été confirmées par les expériences de Shevyakov and Komov [20] représentées sur la Figure 7. La dépendance expérimentale de  $L_F/D$  par rapport à  $Re$  jusqu'à  $Re = 20000$  est présentée pour neuf brûleurs tubulaires en acier inoxydable d'un diamètre de 1,45 à 51,7 mm. Le rapport de la longueur au diamètre des brûleurs passait de 50 pour les brûleurs de petit diamètre à 10 pour le plus grand. La longueur visuelle des flammes subsoniques a été mesurée dans une pièce sombre. La densité d'hydrogène de 0,0899 kg/m<sup>3</sup> et la température de 273 K ont été supposées dans la sortie de la buse pendant le traitement des données de Shevyakov and Komov [20] dans nos études.

La dépendance expérimentale de  $L_F/D$  par rapport à  $Re$  pour les brûleurs de petit diamètre (inférieur à 6 mm) présente un pic caractéristique prévu de manière théorique par Baev and Yasakov [19]. Cette hauteur de pic diminue avec l'augmentation du diamètre de brûleur dans la zone de transition de l'écoulement laminaire à turbulent ( $Re < 2300$ ). Puis,  $L_F/D$  augmente à nouveau et  $Re$  s'approche d'une limite  $L_F/D = 220-230$  à des nombres de Reynolds élevés. Ces données expérimentales sont supérieures à une limite de flamme-jet turbulente  $L_F/D = 190$  mesurée par Baev and Yasakov [19]. Il est utile de remarquer que pour le même nombre de Reynolds  $L_F/D$  diminue avec l'augmentation du diamètre.

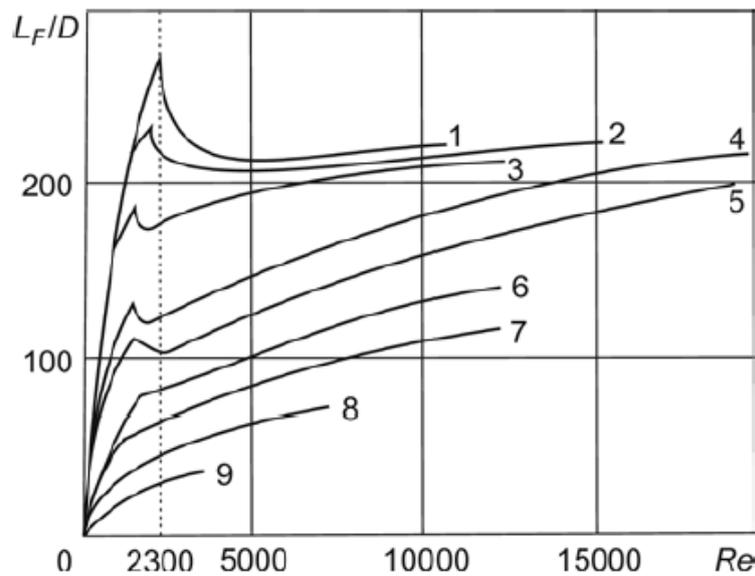


Figure 7. Rapport expérimental de la longueur au diamètre de flamme ( $L_F/D$ ) en fonction du nombre de Reynolds ( $Re$ ) pour différents diamètres de buse,  $D$ , en mm : 1 – 1,45 ; 2 – 1,9 ; 3 – 2,9 ; 4 – 4,0 ; 5 – 6,0 ; 6 – 10,75 ; 7 – 15,5 ; 8 – 21 ; 9 – 51,7 [20].

Jusqu'à récemment, toutes les études sur les flammes d'hydrogène se limitaient aux flammes-jets « dilatées » ou aux flammes avec un nombre de Reynolds élevé pour conclure à la dépendance fonctionnelle de la longueur de flamme-jet à des nombres de Reynolds caractéristiques de libérations à des pressions jusqu'à 100 MPa. Si les études de Baev and Yasakov [19] et de Shevyakov and Komov [20] ont répondu à la question relative à l'existence d'un pic de longueur de flamme pendant le passage d'une flamme laminaire à turbulente, la question de la stabilisation ou de l'accroissement de la longueur de flamme  $L_F/D$  avec le nombre de Reynolds reste encore non résolue [21]. Un examen chronologique et détaillé des recherches sur les flammes-jets d'hydrogène peut être consulté dans Molkov [1].

Kalghatgi [22] a publié les données expérimentales de plus de 70 tests avec des diamètres de buse dans la plage de 1,08 à 10,1 mm, à la fois avec des flammes-jets d'hydrogène subsoniques et soniques. Deux conclusions importantes peuvent être tirées de cette recherche. Les conclusions sont à la fois valables pour les écoulements subsoniques et soniques : 1) la longueur de flamme croît avec le débit massique à un diamètre de tuyau fixe  $D$  ( $D$ -constant), et 2) la longueur de flamme croît avec le diamètre à un débit massique fixe  $\dot{m}$  ( $\dot{m}$  - constant). Ces conclusions peuvent mettre en doute la généralité de l'affirmation de Hawthorne et al. [16] établie sur la base de l'analyse des jets subsoniques « dilatés » exclusivement, selon laquelle la longueur de flamme-jet est proportionnelle au diamètre de buse uniquement et le débit d'hydrogène n'est pas un facteur.

Les corrélations des longueurs de flamme sans dimension suggérées par différents auteurs se fondent sur l'usage du nombre de Froude ( $Fr$ ) uniquement, sous une forme ou une autre. Récemment, les corrélations fondées sur  $Fr$  ont été étendues aux jets enflammés d'hydrogène

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

à haute pression (jets sous-dimensionnés). L'idée générale de cette technique est de corrélérer des données expérimentales au nombre  $Fr$  modifié qui est établi sur ce qu'on appelle le *diamètre de buse théorique ou effectif* au lieu du diamètre de buse réel. Cependant, la taille du diamètre de buse théorique et la vitesse dans la buse théorique dépendent de la théorie appliquée et notamment de plusieurs suppositions de simplification. Pour inclure les jets enflammés sous-dimensionnés dans la corrélation sans dimension, Schefer et al. [23] ont remplacé le diamètre de buse réel par le diamètre de buse (théorique) effectif. Dans l'étude suivante de Schefer et al. [24], le diamètre effectif a été utilisé sous la forme  $Deff = D(\rho NUN/\rho effUeff)^{0.5}$  (où «  $N$  » désigne les paramètres de sortie de buse réels et «  $eff$  » le paramètre de buse (théorique) effectif) et est accepté ici pour établir une corrélation présentée sur la Figure 8.

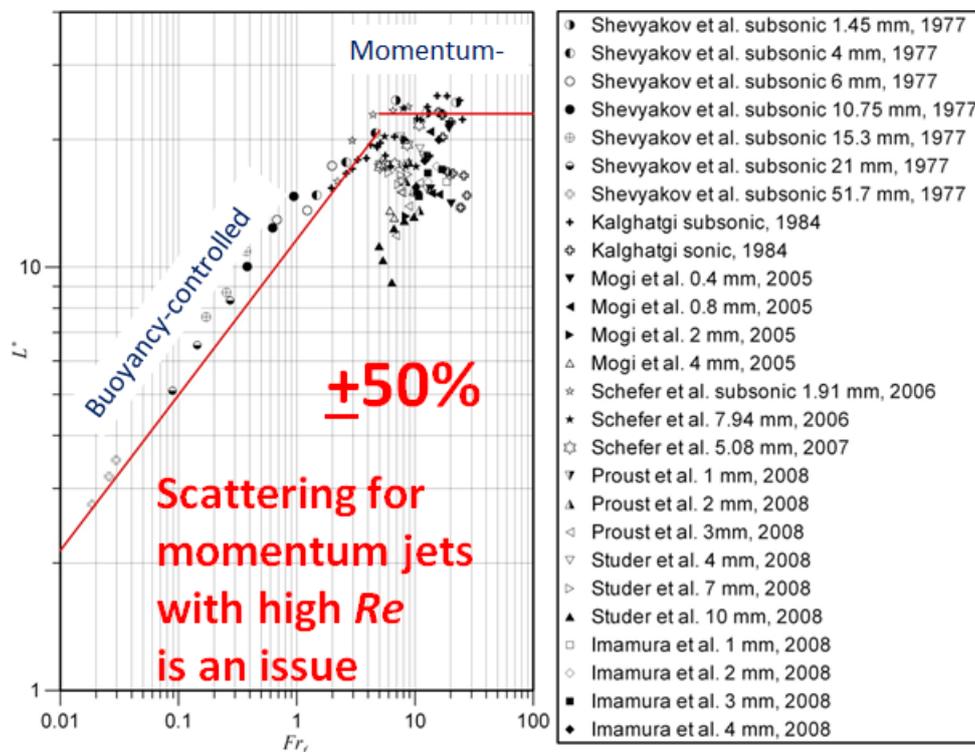


Figure 8. Corrélation de longueur de flamme fondée sur  $Fr$  dans les coordonnées utilisées par Schefer et al. [24] avec la plage étendue des données expérimentales sur les jets enflammés « dilatés ».

La Figure 8 démontre que les données de longueur de flamme sont dispersées de manière inacceptable dans la zone dominée par l'inertie de la corrélation avec les nombres de Froude élevés, qui sont classiques pour les fuites provenant d'équipements d'hydrogène à haute pression. Il est évident que la simplification des corrélations des longueurs de flamme à la dépendance fonctionnelle par rapport au nombre de Froude uniquement, c'est-à-dire en ignorant la dépendance prévue théoriquement et observée expérimentalement par rapport aux nombres de Reynolds et de Mach, ne fonctionne pas bien lorsque les jets sous-dimensionnés sont inclus [1].

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

4.2.1 Corrélation dimensionnelle

La Figure 9 démontre que l'usage du nouveau groupe de similitude  $(\dot{m} \cdot D)^{1/2}$  a essentiellement amélioré la convergence des données de longueur de flamme de Kalghatgi [22] et des données publiées par d'autres chercheurs à la fois pour les jets subsoniques et soniques. La Figure 9 consolide, en longueur de flamme en coordonnées  $L_F$  en m en fonction de  $(\dot{m} \cdot D)^{1/2}$  en  $(\text{kg} \cdot \text{m/s})^{1/2}$ , quatre-vingt-quinze points de données expérimentaux sur la longueur de flamme-jet d'hydrogène dans une large plage de pression jusqu'à 90 MPa et à des diamètres de buse de 0,4-10,1 mm [1].

Les données expérimentales obtenues par différents groupes de recherche sont compilées sur la même courbe, la courbe d'ajustement sur la Figure 9 étant décrite par l'équation dimensionnelle suivante :

$$L_F = 76 \cdot (\dot{m} \cdot D)^{0.347} \tag{1}$$

où  $D$  est de diamètre de buse réel, en m ; et  $\dot{m}$  est le débit massique, kg/s. Cette équation ne nécessite de connaître que le diamètre de fuite réel et le débit massique. Le débit massique peut être calculé en utilisant une quelconque théorie de jet sous-dimensionné validée. L'avantage de cette méthodologie est qu'elle ne nécessite pas de remplacer le diamètre de buse réel par le diamètre de buse théorique. Cela exclut l'incertitude supplémentaire dans la détermination des paramètres à la sortie de buse théorique liée aux suppositions particulières d'une théorie de confinement appliquée. La corrélation est validée en fonction de flammes-jets d'hydrogène subsoniques, soniques et supersoniques [1].

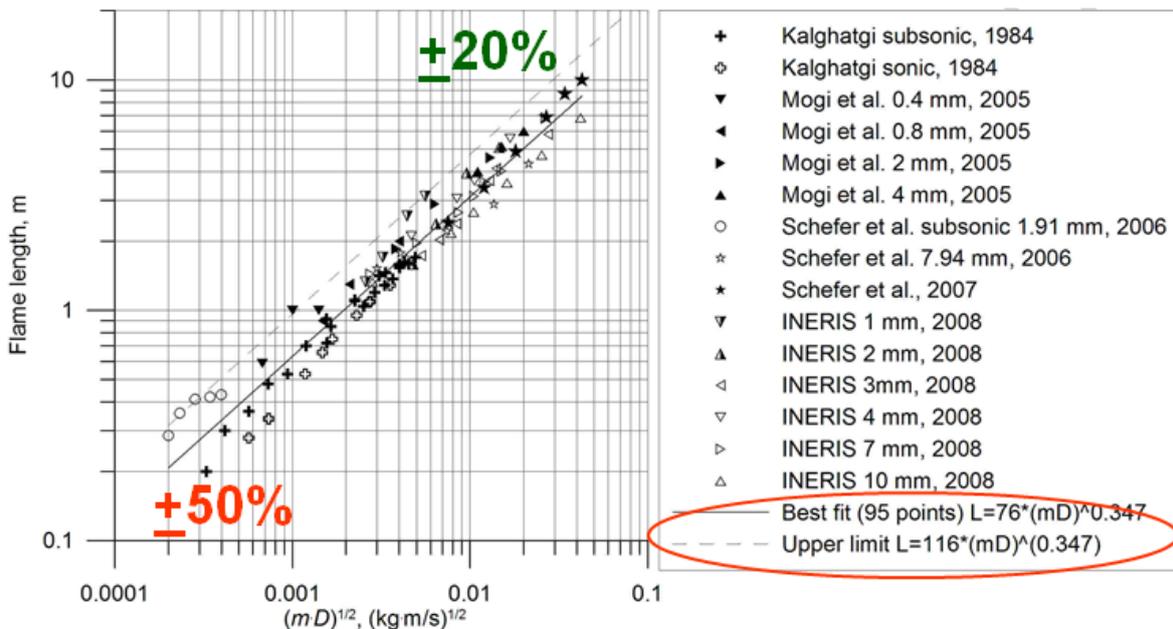


Figure 9. Corrélation dimensionnelle pour la longueur de flamme-jet d'hydrogène [1].

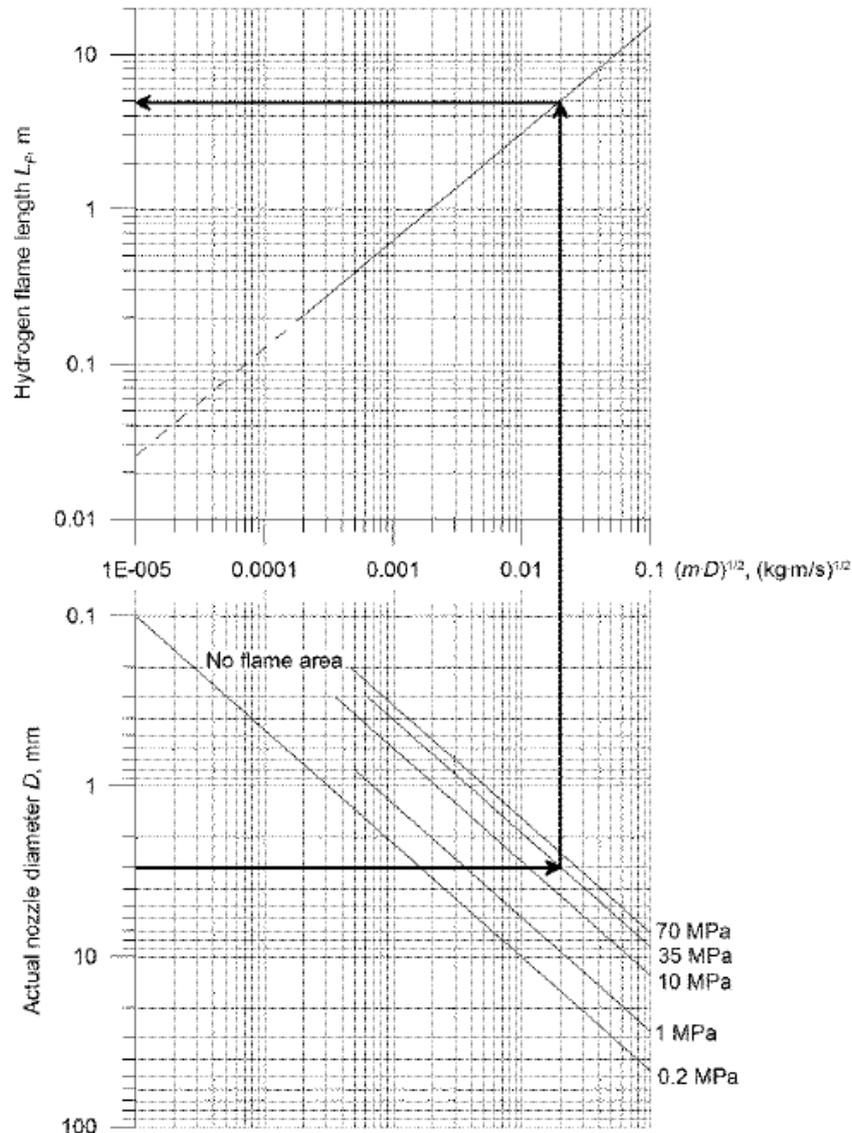
La courbe limite supérieure pour les longueurs de flamme expérimentales sur la Figure 9 (estimation prudente) est représentée par l'équation suivante :

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

$$L_F = 116 \cdot (\dot{m} \cdot D)^{0.347} \quad (2)$$

qui donne une longueur de flamme 50 % plus importante comparé à la courbe d'ajustement décrite par l'équation (1). Les corrélations (1) et (2) donnent pratiquement une dépendance linéaire de la longueur de flamme par rapport au diamètre de buse,  $LF \sim D$ . En revanche, la corrélation montre une dépendance plus faible de la longueur de flamme par rapport à la densité et à la vitesse dans la buse,  $LF \sim (\rho N \cdot UN)^{1/3}$ .

La capacité de prédiction de la corrélation dimensionnelle sur la Figure 9 est assez bonne pour les jets enflammés à haut débit (20 %), et n'est pourtant que d'environ 50 % pour les flammes à faible débit, où le pic caractéristique dans la dépendance  $L_F/D = f(Re)$  pour les petits diamètres est l'une des raisons possibles de la plus grande dispersion dans les données expérimentales. Si la corrélation est un outil pratique et fiable pour l'ingénierie de la sécurité de l'hydrogène dans le cas des fuites à grand débit massique, elle n'éclaire pas ce qui sous-tend la physique de corrélation et a une faible capacité de prédiction pour les fuites plus petites [1].



## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Figure 10. Nomogramme de la longueur de flamme-jet d'hydrogène [1].

La Figure 10 présente un nomogramme conçu pour simplifier l'usage de la corrélation dimensionnelle (1). L'estimation graphique de la longueur de flamme-jet au moyen du nomogramme ne nécessite que deux paramètres d'une fuite, par exemple la pression de stockage et le diamètre réel de la fuite, qui sont généralement disponibles et ne nécessitent pas de calculs [1].

Le nomogramme sur la Figure 10 est issu de la courbe d'ajustement de la corrélation de longueur de flamme dimensionnelle illustrée sur la Figure 9. Veuillez remarquer que l'estimation prudente de la longueur de flamme est de 50 % plus longue et que, donc, la valeur obtenue avec ce nomogramme devrait être multipliée par 1,5. L'utilisation du nomogramme pour le calcul de la longueur de flamme est démontrée sur la Figure 10 par des traits épais avec des flèches. Tout d'abord, un diamètre de buse réel d'une fuite, par ex.  $D = 3$  mm dans cet exemple, et une pression stockage de 35 MPa par exemple, sont choisis. Deuxièmement, une ligne horizontale est tracée de l'axe du diamètre au point de 3 mm vers la droite jusqu'à ce qu'elle coupe la courbe de pression désignée comme étant de 35 MPa. Troisièmement, une ligne verticale est tracée à partir du point d'intersection vers le haut jusqu'à la seconde intersection avec la seule ligne disponible aux coordonnées  $(LF - (\dot{m} \cdot D)^{1/2})$ . Enfin, pour obtenir une longueur de flamme, une ligne horizontale est tracée à partir de la seconde intersection vers la gauche jusqu'à l'intersection finale avec l'axe appelé « Longueur de flamme d'hydrogène  $LF$ , m. » Dans l'exemple considéré, la fuite d'hydrogène à la pression de 35 MPa à travers l'orifice de 3 mm de diamètre entraînera une longueur de flamme de 5 m. L'estimation prudente de la longueur de flamme telle qu'examinée ci-dessus est de 50 % plus longue, c'est-à-dire de 7,5 m [1].

La caractéristique particulière de ce nomogramme est une zone « Sans flamme » qui est observée pour les diamètres de buse de 0,1 à 0,2 mm lorsque la flamme est purgée même si la pression de jaillissement atteignait 40 MPa. Il convient de remarquer que le nomogramme ne tient pas compte des conditions dans lesquelles les pertes de débit de fuite ne peuvent pas être ignorées. Dans de tels cas, une utilisation direction du nomogramme donne un résultat prudent. Une prédiction plus précise de la longueur de flamme dans les équipements avec un frottement essentiel et des pertes mineures peut être obtenue si on dispose d'une méthode permettant le calcul de la densité dans la sortie de buse affectée par les pertes. Le nomogramme peut être utilisé pour une estimation rapide de la longueur de flamme-jet d'hydrogène. Cependant, l'utilisation de la nouvelle corrélation de flamme sans dimension est recommandée pour un calcul plus précis de la longueur de flamme.

La plupart des études décrites précédemment et examinées par Molkov [1] sur les flammes-jets d'hydrogène ont été réalisées avec les jets étendus, à l'exception des études récentes, visant à appuyer une introduction sûre de l'hydrogène en tant que nouveau vecteur d'énergie. La majorité des fuites provenant d'équipements d'hydrogène à haute pression se présenteront sous

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

la forme de jet sous-dimensionné (c'est-à-dire le jet avec la pression à la sortie de buse au-dessus de la pression atmosphérique). Cela signifie qu'afin de prédire précisément les paramètres des fuites d'hydrogène à des pressions de stockage supérieures à 10 MPa, le comportement non-idéal de l'hydrogène doit être pris en compte.

Comme mentionné plus haut, le modèle de buse théorique précédent a été élaboré par Schefer et al. [24]. Molkov and Saffers [25] ont appliqué une autre théorie du jet sous-dimensionné dont le schéma conceptuel de jet sous-dimensionné est représenté sur la Figure 11. Les paramètres avec l'indice 1 correspondent au stockage à haute pression où on suppose une vitesse d'écoulement nulle. Les paramètres d'écoulement à l'entrée du canal de fuite (à savoir la buse) sont désignés par l'indice 2 et à la sortie de buse par l'indice 3. On suppose que l'écoulement est réduit à la sortie de la buse/du canal et donc que la vitesse de sortie est égale à la vitesse du son. La sortie de buse théorique, où les paramètres correspondent à un jet entièrement « dilaté » (la pression est égale à la pression ambiante), est désignée par l'indice 4. On suppose qu'à la buse théorique, la vitesse d'écoulement est uniforme et localement sonique. On suppose également qu'il n'existe pas d'entraînement de l'air vers le jet à travers la limite de buse théorique (entre 3 et 4) [25].

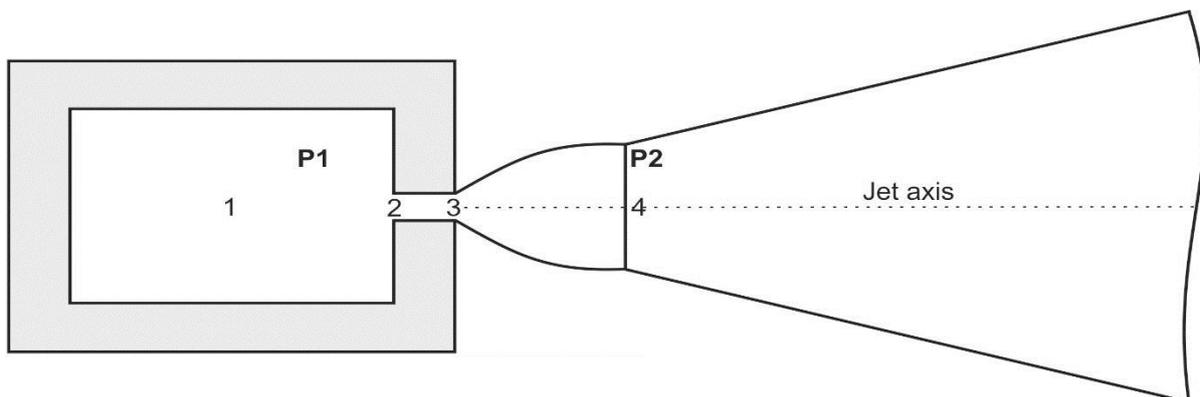


Figure 11. Schéma de jet sous-dimensionné [1].

- 1- Récipient haute pression
- 2- Entrée de buse
- 3- Sortie de buse (= entrée de buse théorique)
- 4- Sortie de buse théorique (effective) (3-4 : sans entraînement).

Les pressions sont :

P1 - Pression de stockage

P2 - Pression atmosphérique (après détente du jet).

Dans certains cas, il peut y avoir des pertes mineures et des pertes par frottement essentielles dans la voie d'écoulement 2-3 qui ne peuvent pas être négligées, par ex. dans le cas d'une fissure très étroite.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

## 4.2.2 Corrélation sans dimension

Pratiquement toutes les corrélations de longueur de flamme antérieures sont fondées sur  $Fr$  et établies à partir des données expérimentales pour les feux de fuites enflammées/plumes flottants sub-soniques avec un nombre limité de feux de fuites enflammées contrôlés par l'inertie à des pressions modérées. La « corrélation » fondée sur  $Fr$  manque de similitude physique lorsqu'un grand nombre de données expérimentales sur les jets enflammés sous-dimensionnés sont incluses (toutes dans le régime dominé par l'inertie) [1].

Les résultats théoriques et expérimentaux indiquent que la longueur de flamme doit être fonction non seulement du nombre de Froude ( $Fr$ ), mais aussi du nombre de Reynolds ( $Re$ ) et du nombre de Mach ( $M$ ) [1]. Les corrélations dimensionnelles semblables à celles décrites sur la Figure 9 représentent des outils techniques pratiques, toutefois elles n'établissent pas de distinction entre différents régimes de jets enflammés. Cette section de la conférence vise à faire progresser la compréhension du comportement des flammes-jets d'hydrogène. Une corrélation sans dimension pour des flammes non prémélangées qui permettra de différencier les flammes de jet traditionnelles contrôlées par la flottabilité et les flammes de jet dominées par l'inertie, ainsi que les jets enflammés « dilatés » des jets enflammés sous-dimensionnés sera examinée ci-dessous.

La corrélation dimensionnelle (1) peut être calculée approximativement comme  $L_F \propto (\dot{m} \cdot D)^{1/3}$ . Le débit massique est par définition  $\dot{m} \propto D^2$ . Par conséquent, il est possible de conclure après le remplacement de  $\dot{m} \propto D^2$  dans la relation ci-dessus par  $L_F$  que la longueur de flamme sans dimension,  $L_F/D$ , ne dépend pas explicitement du diamètre,  $D$ . Il s'agit d'une hypothèse de base derrière le développement d'une nouvelle corrélation sans dimension pour la longueur de flamme-jet qui est étayée par l'analyse des données expérimentales. La seule dépendance de la longueur de flamme sans dimension,  $L_F/D$ , est donc par rapport aux paramètres « résiduels » dans le débit massique, c'est-à-dire la densité  $\rho_N$  et la vitesse  $U_N$  à la sortie de la buse, qui sont supposées uniformes pour simplifier [25].

La densité et la vitesse peuvent être normalisées sous la forme  $\rho_N/\rho_S$  et  $U_N/C_N$  respectivement, où  $C_N$  est la vitesse du son aux conditions du gaz dans la buse et  $\rho_S$  est la densité du gaz environnant (air). En supposant que le flux d'énergie cinétique dans la sortie de buse soit une grandeur scalaire conservée du processus, une relation entre la densité et la vitesse dans le groupe dimensionnel peut être suggérée comme se présentant sous la forme  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$ .

La Figure 12 présente une nouvelle corrélation de longueur de flamme d'hydrogène sans dimension. Dans cette corrélation, les données expérimentales sur la longueur de flamme sont normalisées par le diamètre de buse (non théorique) réel et sont corrélées au produit de la densité relative sans dimension  $\rho_N/\rho_S$  et du nombre de Mach (rapport de la vitesse d'écoulement à la vitesse du son à la sortie de buse réelle) à la puissance trois  $M^3 = (U_N/C_N)^3$ .

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

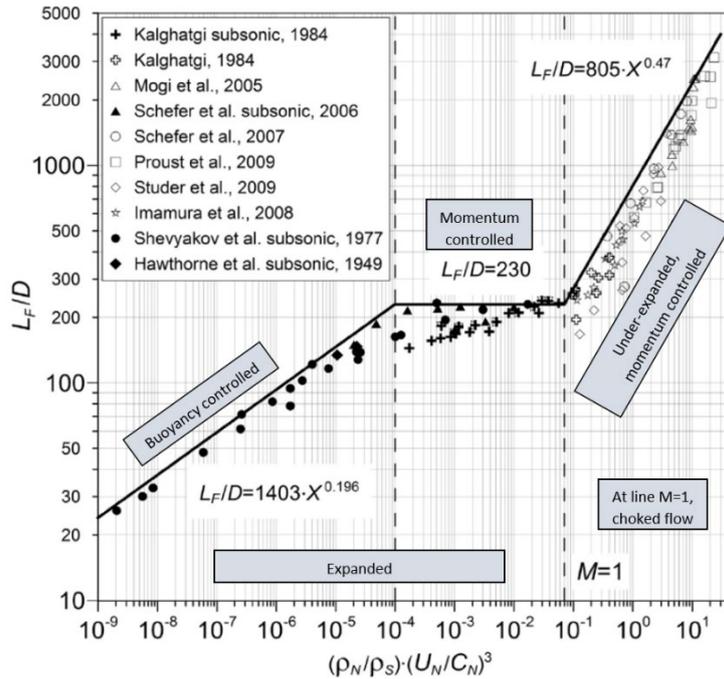


Figure 12. La corrélation sans dimension pour les flammes-jets d'hydrogène (dans les formules « X » désigne le groupe de similitude  $(\rho_N/\rho_S) \cdot (U_N/C_N)^3$ ).

L'un des avantages de cette corrélation est l'absence de paramètres à la sortie de buse théorique. Les paramètres nécessaires pour prédire la longueur de flamme sont ceux à la sortie de buse réelle uniquement : diamètre, densité et vitesse d'écoulement de l'hydrogène, vitesse du son à la pression et à la température en sortie de buse. Le calcul des paramètres d'écoulement revêt moins d'incertitude dans la sortie de buse réelle comparé aux incertitudes au niveau de la buse théorique. En effet, il est bien connu qu'il existe une non-uniformité importante de la vitesse en aval immédiat du disque de Mach qui s'écarte de la valeur courante pour la supposition de vitesse uniforme en sortie de buse théorique de toutes les théories de jet sous-dimensionné. De ce fait, la méthodologie développée ne tient pas compte de la question discutable de l'utilisation de paramètres d'écoulement à la sortie de la buse théorique [1].

La corrélation couvre toute la palette des fuites d'hydrogène, notamment les flammes laminaires et turbulentes, les incendies contrôlés par flottabilité et inertie, les flammes-jets « dilatées » (subsoniques et soniques) et sous-dimensionnées (soniques et supersoniques) dans la plage des pressions de source de fuite de 0,1 à 90 MPa et des diamètres de fuite de 0,4 à 51,7 mm.

Le groupe sans dimension tiré de la corrélation de la longueur de flamme sans dimension peut être réécrit en termes des nombres  $Re$  et  $Fr$  comme suit :

$$\frac{\rho_N}{\rho_S} \left( \frac{U_N}{C_S} \right)^3 = \frac{g}{\rho_S} \frac{\mu_N}{C_N^3} \cdot Re \cdot Fr \tag{3}$$

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

où la viscosité a été calculée sous la forme  $\mu_N = \mu_{293} \cdot [(293 + K_{Suth}) / (T_N + K_{Suth})] \cdot (T_N / 293)^{3/2}$  (la constante de Sutherland pour l'hydrogène a été considérée comme  $K_{Suth} = 72 \text{ K}$  et la viscosité dynamique comme  $\mu_{293} = 8,76 \times 10^{-6} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ), et  $Re$  et  $Fr$  sont déterminés par les paramètres d'écoulement d'hydrogène dans la sortie de buse réelle d'après les équations suivantes :

$$Re = \frac{\rho_N \cdot d_N \cdot U_N}{\mu_N} \quad (4)$$

$$Fr = \frac{U_N^2}{d_N \cdot g} \quad (5)$$

La forme du groupe sans dimension du côté gauche de l'équation (3) suggère que pour les écoulements subsoniques, lorsque le nombre de Mach  $M < 1$  et que la densité relative  $\rho_N/\rho_S$  est une constante pour les jets « dilatés » (en supposant une température constante dans la buse), la longueur de flamme sans dimension dépend uniquement du nombre de Mach de la buse. Pour les écoulements réduits dans la sortie de la buse ( $M = 1$ ), la longueur de flamme sans dimension dépend exclusivement de la densité de l'hydrogène dans la sortie de buse  $\rho_N$ . La densité croît avec l'augmentation de la pression de stockage et la baisse de la température de l'hydrogène.

La forme du côté droit de l'équation (3) indique qu'à une température d'hydrogène constante dans la sortie de buse (qui fournit la constance de la vitesse du son  $C_N$ ) la longueur de flamme sans dimension dépend à la fois des nombres  $Fr$  et  $Re$ . Cela est contraire aux corrélations antérieures établies uniquement sur le nombre  $Fr$ .

Il existe trois parties distinctes dans la nouvelle corrélation sans dimension sur la [Figure 12](#) (de gauche à droite) : le « plateau » traditionnel contrôlé par flottabilité, le « plateau » traditionnel dominé par l'inertie (jets « dilatés ») et une nouvelle « pente » de jet enflammé sous-dimensionné dominé par l'inertie. Ces trois parties peuvent être calculées approximativement par les équations suivantes (courbes classiques) respectivement :

$$L_F/D = 1403 \cdot X^{0.196}, \quad \text{pour} \quad X = \frac{\rho_N}{\rho_S} \left( \frac{U_N}{C_N} \right)^3 < 0.0001 \quad (6a)$$

$$L_F/D = 230, \quad \text{pour} \quad 0.0001 < X = \frac{\rho_N}{\rho_S} \left( \frac{U_N}{C_N} \right)^3 < 0.07 \quad (6b)$$

$$L_F/D = 805 \cdot X^{0.47}, \quad \text{pour} \quad X = \frac{\rho_N}{\rho_S} \left( \frac{U_N}{C_N} \right)^3 > 0.07 \quad (6c)$$

Il existe une saturation de  $L_F/D$  pour les jets enflammés « dilatés » lorsque la vitesse d'écoulement dans la sortie de buse réelle s'approche de la vitesse du son. La valeur de cette limite de saturation  $L_F/D = 230$  reproduit les résultats d'un certain nombre d'études précédentes

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

avec des jets « dilatés », mais dans les nouvelles coordonnées. Cependant, il n'existe aucune saturation de la longueur de flamme sans dimension pour les flammes-jets sous-dimensionnées réduites. Indiquées dans de récentes expériences de jet enflammé sous-dimensionné, les valeurs de Proust et al. [26] jusqu'à  $L_F/D = 3000$  sont sensiblement plus élevées comparées à la limite  $L_F/D = 230$  pour les jets « dilatés ».

La forme de la corrélation sur la [Figure 12](#) présente une signification physique fondée sur la connaissance du comportement des flammes-jets. Par exemple, la longueur de flamme sans dimension,  $L_F/D$ , augmente pour les flammes laminaires et transitionnelles (généralement identifiées comme un régime « contrôlé par la flottabilité », à faible  $Re$ ), puis elle est presque constante pour les flammes « dilatées » turbulentes transitionnelles et entièrement développées (appelé classiquement « régime dominé par l'inertie », à  $Re$  modéré), et elle augmente à nouveau pour les jets sous-dimensionnés (régime de jets sous-dimensionnés contrôlés par l'inertie, à  $Re$  élevé). La croissance de la longueur de flamme sans dimension dans le régime sous-dimensionné est due au fait que la longueur de flamme sans dimension est définie par le diamètre de sortie de buse réel, qui est une constante, tandis qu'en réalité le jet sous-dimensionné se détend jusqu'à la pression atmosphérique à la sortie de buse théorique, ce qui augmente avec l'augmentation de la densité dans la buse [1].

La [Figure 13](#) démontre des changements des nombres sans dimension  $Re$ ,  $Fr$ ,  $M$ , pour les expériences utilisées pour le développement de la corrélation sans dimension, en fonction du groupe de similitude  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$ . L'analyse de la dépendance fonctionnelle de  $Re$ ,  $Fr$ ,  $M$  par rapport au groupe de similitude montre que pour les jets sous-dimensionnés, la croissance de la longueur de flamme sans dimension dépend presque exclusivement de  $Re$ . En effet, l'écoulement au niveau de la buse pour les jets sous-dimensionnés est réduit, c'est-à-dire que localement  $M = 1$ , et le nombre  $Fr$  de la buse est presque constant également (la dispersion de  $Fr$  est due à la différence des diamètres de buse d'environ un ordre de grandeur).

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

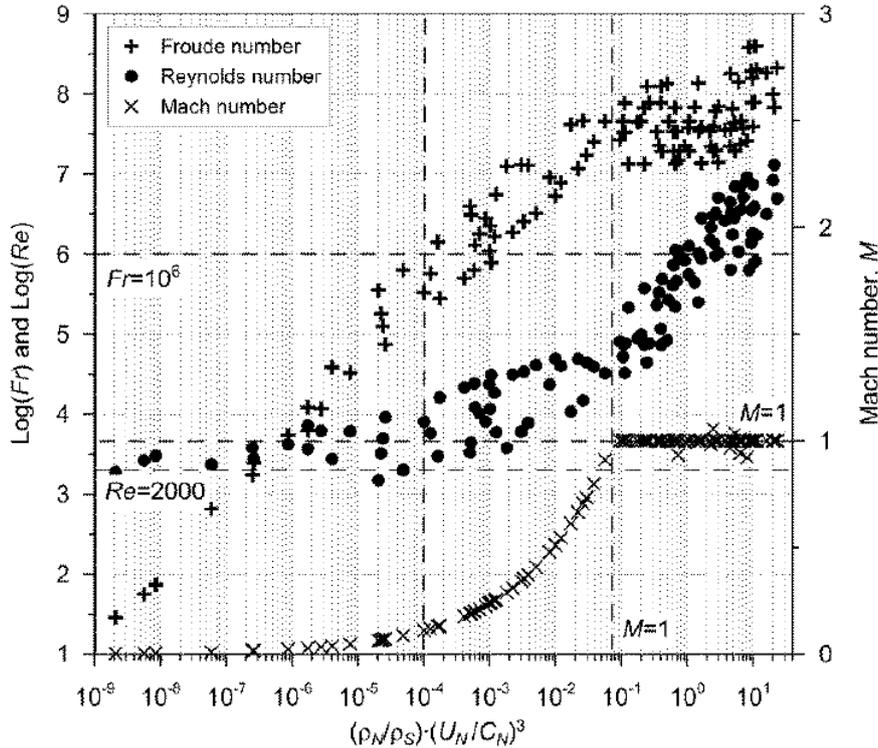


Figure 13. Nombres sans dimension  $Re$ ,  $Fr$ ,  $M$  en fonction du groupe de similitude  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$  pour les expériences utilisées pour construire la corrélation sans dimension.

Cinq lignes en trait tireté sont représentées sur la Figure 13. La ligne  $Re = 2000$  indique le début de la transition de l'écoulement laminaire à turbulent à la buse. À proximité (ou juste au-dessus) de cette ligne se trouvent des points expérimentaux représentant des flammes-jets laminaires et des flammes-jets dans le régime de transition. La ligne horizontale  $M = 1$  indique une limite d'écoulement réduit. Les jets « dilatés » subsoniques ont un  $M < 1$  et les jets sous-dimensionnés soniques et supersoniques (ces derniers ne concernent que les écoulements de buse théorique) ont un  $M = 1$  dans la sortie de buse. Il existe une certaine dispersion des données autour de  $M = 1$  en raison d'erreurs de mesure et de traitement des données. La ligne horizontale  $Fr = 106$  est une division approximative entre les jets contrôlés par la flottabilité ( $Fr < 106$ ) et les jets dominés par l'inertie ( $Fr > 106$ ) établie antérieurement pour les jets « dilatés ». Une ligne verticale à une valeur du groupe de similitude  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3 = 10^{-4}$  sépare de manière conditionnelle les jets enflammés flottants (à gauche de la ligne) des fuites enflammées sous pression (à droite de la ligne). Enfin, une ligne verticale désignée par  $M = 1$  divise les jets subsoniques (à gauche) et les jets soniques ou réduits dans la sortie de buse (à droite) [1].

Dans les coordonnées log-log sur la Figure 13 le nombre  $Fr$  augmente de façon linéaire avec le groupe de similitude  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$  pour les jets enflammés « dilatés ». Il n'y a pratiquement aucun changement de  $Fr$  pour les jets sous-dimensionnés dans ce nouveau système de coordonnées (la dispersion est principalement due aux différences de taille de buse). Il existe une légère croissance de  $Re$  avec le groupe de similitude pour les jets flottants, une

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

augmentation modérée dans la zone classique dominée par l'inertie, et une croissance comparativement forte du nombre  $Re$  dans la zone des jets enflammés sous-dimensionnés qui sont tous dominés par l'inertie [1].

### 4.2.3 Détermination de la longueur de flamme

Les informations examinées ci-dessous fourniront les conseils d'évaluation de la longueur de flamme sur la base de la corrélation sans dimension. Sur la [Figure 12](#), l'axe Y correspond au rapport,  $L_F/D$ , où  $L_F$  est la longueur de flamme (en m),  $D$  est le diamètre de buse (en m) ; l'axe X correspond à  $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$ , où  $\rho_N$  est la densité de l'hydrogène à la sortie de buse que l'on peut trouver de la même manière qu'avec la loi de similitude pour les jets non enflammés (voir la Conférence 7 – Libérations d'hydrogène non enflammées à l'extérieur et leur atténuation). Elle est égale à  $0,0838 \text{ kg/m}^3$  aux TPN pour les jets subsoniques et soniques « dilatés ». Si le jet est sous-dimensionné, la densité est alors calculée par la *théorie des jets sous-dimensionnés* développée par UU.  $\rho_S$  est la densité de l'environnement (air), qui est égale à  $1,205 \text{ kg/m}^3$ .  $C_N$  est la vitesse du son dans l'hydrogène à la sortie de buse, qui peut être calculée à l'aide de l'équation (7) :

$$C_N = \sqrt{\gamma \frac{P}{\rho}} = \sqrt{\gamma \frac{RT}{M}} \quad (7)$$

$U_N$  est la vitesse de l'hydrogène à la sortie du jet,  $\gamma$  est le rapport des chaleurs spécifiques à pression constante et volume constant,  $M$  est la masse moléculaire.  $U_N = C_N$  pour les jets soniques et supersoniques, pour les jets subsoniques la vitesse est calculée comme suit :

$$U_N = \sqrt{2 \frac{\Delta P}{\rho}} \quad (8)$$

### 4.2.4 Localisation de la pointe de flamme

Les données expérimentales ont démontré que les flammes les plus longues, et donc les plus dangereuses, sont associées à des jets sous-dimensionnés [1]. Cela est important pour souligner que toutes les données expérimentales sur les jets enflammés sous-dimensionnés se trouvent dans le régime dominé par l'inertie (valeur élevée du nombre de Froude  $Fr$ ). Cela est dû à la vitesse élevée des écoulements réduits et aux diamètres comparativement faibles des tuyaux pour les équipements fonctionnant à des pressions allant jusqu'à 100 MPa. La loi de similitude pour la baisse de concentration axiale dans les jets ronds non-enflammés, « dilatés » et sous-dimensionnés, dominés par l'inertie, examinés dans la Conférence 7 - Libérations d'hydrogène non enflammées à l'extérieur et leur atténuation est illustrée dans l'équation (9) :

$$C_{ax}^m = 5.4 \sqrt{\frac{\rho_N}{\rho_S}} \frac{D}{x} \quad (9)$$

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

où  $C_{ax}^m$  est la fraction de masse axiale d'hydrogène dans le jet à la distance  $x$  depuis la buse,  $\rho_S$  est la densité du gaz environnant, c'est-à-dire l'air (1,205 kg/m<sup>3</sup> aux NTP),  $D$  est le diamètre de buse réel en sortie,  $\rho_N$  est la densité de l'hydrogène dans la sortie de buse.

La loi de similitude permet de calculer une dépendance fonctionnelle  $x/D=f(p)$  entre la distance sans dimension depuis la source de fuite  $x/D$  et la pression de stockage  $p$  (qui est reliée de manière non-équivoque à la densité à la sortie de la buse,  $\rho_N$ ) pour une quelconque fraction de masse d'hydrogène sur l'axe du jet,  $C_{ax}$  [1].

La Figure 14 présente une corrélation entre la localisation de la pointe de flamme-jet d'hydrogène (c'est-à-dire la longueur de flamme) et la localisation de la concentration en hydrogène dans le jet non enflammé provenant de la même source de fuite. Les points sur la Figure 14 représentent la longueur de flamme expérimentale sans dimension,  $L_F/D$ . Les courbes diagonales sur le graphique correspondent à la distance sans dimension  $x/D$  jusqu'à la localisation de la concentration en hydrogène axiale particulière,  $C_{ax}$ , en fonction de la densité dans la sortie de buse,  $\rho_N$ , (recalculée en fonction de la pression de stockage,  $p$  en atmosphères, sur la Figure 14) et calculée en utilisant la loi de similitude (9).

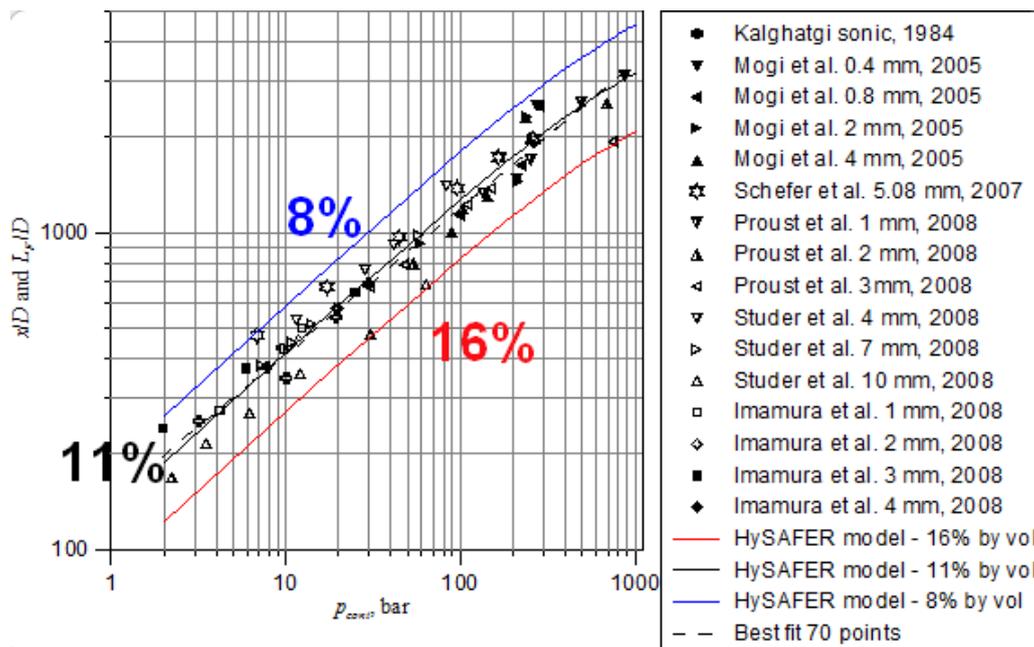


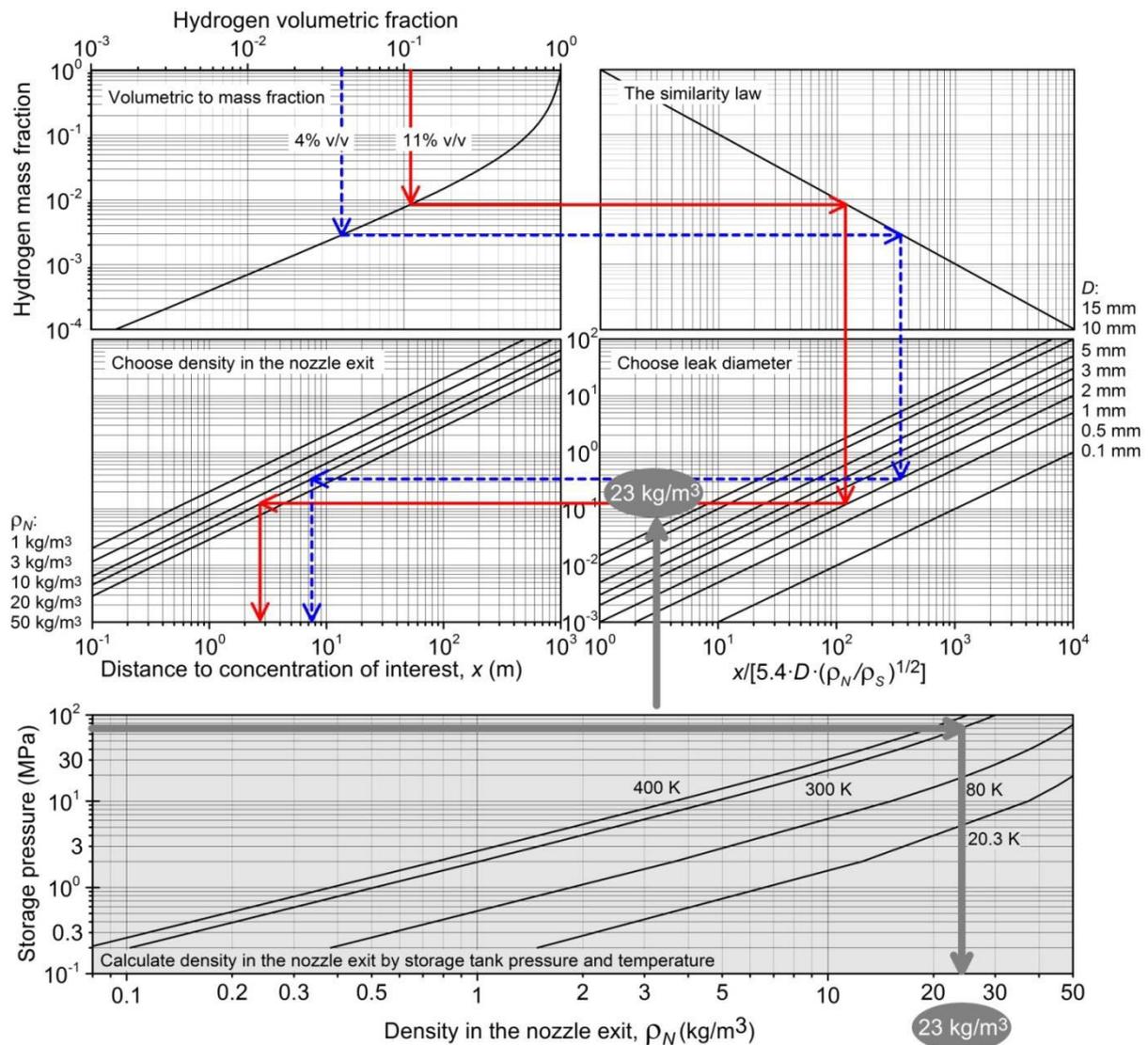
Figure 14. Corrélation entre la longueur de flamme sans dimension,  $L_F/D$ , et la distance jusqu'à une concentration particulière dans un jet n'ayant pas réagi,  $x/D$ , depuis la même source de fuite pour différentes pressions de stockage,  $p$ .

Il est possible de conclure d'après la Figure 14 que, pour les jets enflammés ronds contrôlés par l'inertie, la pointe de flamme est située où la concentration axiale d'hydrogène dans un jet non-enflammé, depuis la même source de fuite, se trouve dans l'intervalle entre 8 % en volume et 16 % en volume, selon les conditions expérimentales. La courbe d'ajustement de 70 points expérimentaux pour la longueur de flamme d'hydrogène des jets enflammés dominés par

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

l'inertie est proche de 11 % en volume d'hydrogène dans l'air dans un jet non-enflammé. Ces concentrations (8 % à 16 %) sont bien inférieures à la concentration stœchiométrique de 29,5 % en volume d'hydrogène dans l'air. Les distances jusqu'à ces concentrations depuis la buse sont 2,2 fois plus grandes (16 %) à 4,7 fois plus grandes (8 %) que la distance jusqu'à la concentration axiale de 29,5 % (mélange hydrogène-air stœchiométrique). Cela pourrait évidemment avoir de graves implications en termes de sécurité et d'économie [1].

Le nomogramme développé à l'origine pour les libérations non enflammées, par exemple la distance de sécurité jusqu'à la concentration dans un jet non enflammé à 4 % en volume, peut désormais être appliqué pour évaluer graphiquement la longueur de flamme (Figure 15). On sait en effet que la localisation de la pointe de la flamme se trouve où la concentration en jet non enflammé depuis la même source baisse jusqu'à 8 à 16 % en volume d'hydrogène avec la longueur de flamme moyenne située où la concentration en libération non enflammée baisse jusqu'à 11 % en volume [21].



## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Figure 15. Nomogramme pour l'évaluation graphique de la longueur de flamme par la baisse de concentration dans un jet non enflammé depuis la même source jusqu'à 11 % en volume.

L'exemple avec 11 % en volume d'hydrogène (lignes rouges avec flèche sur la Figure 15) montre que la longueur de flamme moyenne pour une fuite du stockage de 1 mm de diamètre à une pression de 70 MPa et une température de 300 K donnerait une longueur de flamme d'environ 2,7 m [21].

### 4.2.5 Distance de sécurité depuis une fuite d'hydrogène enflammée

Il est important de connaître la longueur de flamme pour évaluer les distances de sécurité et de séparation.

D'après la définition du projet de norme ISO TC197, la Distance de *sécurité* est une distance entre la source de danger et la zone où ce danger se manifeste aux personnes, aux équipements ou à l'environnement (selon une échelle de « sans danger » à « danger maximal »). Cette distance est déterminée par une modélisation physique, numérique, ou une réglementation, et correspond à une valeur du milieu ambiant (généralement, pression ou température).

La distance de séparation (DS), également appelée distance de sécurité ou distance de recul, fait l'objet d'un débat international.

D'après LaChance (2009), la DS est une « distance minimale qui sépare des cibles spécifiques (par ex. des personnes, des structures ou des équipements) des conséquences d'accidents potentiels liés au fonctionnement d'une installation à hydrogène » [27].

La European Industrial Gases Association [28] définit la DS comme une « séparation minimale entre une source de danger et un objet (un être humain, un équipement ou l'environnement) qui atténuera l'effet d'un incident vraisemblablement prévisible et empêchera un incident mineur de s'aggraver et de devenir un incident plus important. »

Les facteurs suivants affectent la DS :

- la nature du danger,
- les conditions de fonctionnement et la conception des équipements/installations analysés.
- le type de cible/objet (personnes, structures, équipements)
- l'environnement entre ce dernier et la source de danger. De cette manière, le risque de danger pour les personnes ou les structures peut être évalué et comparé aux critères de danger.

Différents outils techniques pour calculer la longueur de flamme-jet d'hydrogène sont développés et décrits ci-dessus. Ils comprennent les corrélations dimensionnelles et sans dimension pour la longueur de flamme-jet, ainsi que la méthodologie pour calculer la baisse de concentration axiale d'hydrogène jusqu'à 11 % en volume dans un jet non enflammé pour évaluer la localisation de la pointe de flamme (longueur de flamme). Cependant, la question

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

relative aux distances de séparation d'une source de fuite sur la base d'une analyse comparative des dangers d'un jet non enflammé et d'un jet enflammé n'est pas encore tranchée [1].

Avant de calculer la distance de sécurité, il est nécessaire de prendre en compte ce contre quoi vous souhaiteriez établir une protection. Dans le cas des incendies libres, ce serait la température et le flux thermique (dans le cas d'incendies d'enceinte, l'asphyxie et la surpression peuvent également revêtir une importance). Pour les personnes, on suppose en général qu'un contact direct avec la flamme du fait d'un jet enflammé provoque des brûlures au troisième degré. Pour les personnes ne se trouvant pas dans la flamme, il existe encore un risque d'exposition à des flux thermiques à fort rayonnement.

Les critères de danger pour les personnes peuvent s'exprimer en termes de lésion ou de décès [27]. Il est possible d'utiliser un critère d'« absence de danger », ce qui limite le niveau des conséquences acceptables à un niveau suffisamment bas pour qu'aucune lésion ne se produise. Une température de 70 °C est considérée comme un critère d'« absence de danger » dans cette étude. Les expositions aux flammes, à l'air chaud ou aux flux thermiques rayonnants peuvent entraîner des brûlures au deuxième ou troisième degrés. Le niveau de danger obtenu dépend de plusieurs facteurs : la quantité et la localisation de la peau exposée, l'âge de la personne, le temps d'exposition, le type et la vitesse du traitement médical, etc. [1].

La norme britannique [29] recommande un seuil de 115 °C pour la douleur causée par une température élevée de l'air pour une exposition durant plus de 5 minutes. Cela est conforme à la classification publiée antérieurement par DNV [30] des effets des températures élevées sur les occupants : en deçà de 70 °C, aucune issue fatale dans un espace clos hormis une situation désagréable ; entre 70 °C et 150 °C, l'impact est dominé par des difficultés à respirer ; au-delà de 150 °C, des brûlures de la peau surviennent en moins de 5 minutes et il s'agit d'une température limite pour s'échapper [30]. Le temps jusqu'à l'incapacité en minutes en fonction de la température de l'air (°C) peut être estimé par les équations suivantes recommandées par DNV [30] et la BSI [31], respectivement :

$$t_{inc} = 5.33 \times 10^8 T_{air}^{-3.66} \quad (10)$$

$$t_{inc} = 5.0 \times 10^7 T_{air}^{-3.4} \quad (11)$$

Pour une température de 115 °C, l'équation (10) donne le temps d'incapacité de 5 minutes d'exposition et l'équation (11) donne 15 minutes. La température de 115 °C est considérée ici comme le critère d'acceptation pour la limite de la douleur dans l'air chaud lorsqu'on prend en compte l'échappement d'un écoulement de gaz à température élevée généré par un jet enflammé d'hydrogène. Davantage de détails sur la réponse physiologique des êtres humains à l'air à température élevée sont examinés dans la Conférence 6 - Critère de danger pour les personnes et les biens.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

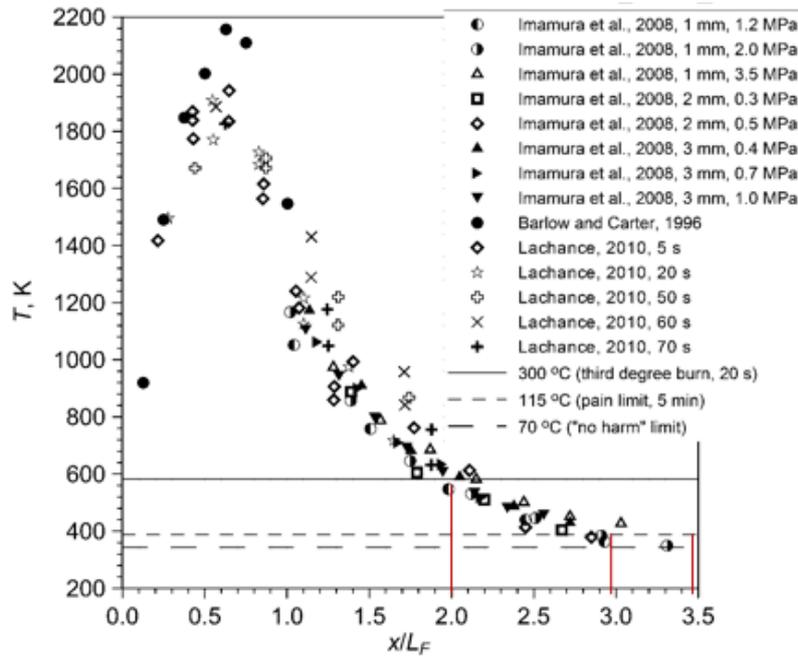


Figure 16. Température axiale mesurée en fonction de la distance exprimée en calibres de flamme et trois critères pour les effets des jets enflammés (lignes horizontales).

La Figure 16 montre la température axiale mesurée de la flamme d'hydrogène [27, 32, 33] en fonction de la distance depuis la buse,  $x$ , normalisée par la longueur de flamme,  $L_F$ . Trois critères acceptés sont représentés par des lignes horizontales :

- 70 °C - limite d'« absence de danger »,
- 115 °C - limite de la douleur pour 5 min d'exposition,
- 309 °C - brûlures au troisième degré pour une exposition de 20 s (limite de « décès »).

Une comparaison entre le profil de température axiale et les critères mentionnés fournit les distances de sécurité :

- $x = 3.5L_F$  pour la séparation d'« absence de danger » (70 °C),
- $x = 3L_F$  pour la limite de douleur (115 °C, 5 min),
- $x = 2L_F$  pour les brûlures au troisième degré (309 °C, 20 s).

Une comparaison de trois distances de sécurité pour jet enflammé contrôlé par l'inertie et d'une distance de sécurité pour une libération non enflammée dominée par l'inertie (distance jusqu'à la limite inférieure d'inflammabilité, LII, de 4 % en volume d'hydrogène dans l'air) pour la même source de fuite a été établie. Il a été démontré ci-dessus que la longueur de flamme pour laquelle une moyenne statistique est établie est égale à la distance depuis la buse jusqu'à une localisation axiale où la concentration en hydrogène baisse à 11 % en volume dans un jet non enflammé (les données ont été dispersées de 8 à 16 % en volume).

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

La loi de similitude (9) pour la baisse de concentration dans les jets non enflammés contrôlés par l'inertie nécessite d'utiliser la fraction de masse de l'hydrogène et non la fraction volumétrique telle qu'elle a été appliquée par erreur dans certains travaux publiés. La fraction de masse ( $C_M$ ) peut être calculée par la fraction volumétrique (molaire) ( $C_V$ ) par l'équation  $1/C_M = 1 + (1/C_V - 1)M_S/M_N$ , où  $M_S$  et  $M_N$  sont la masse moléculaire du gaz environnant et du gaz de la buse respectivement. Pour une composition de l'air de 21 % en volume d'oxygène et de 79 % en volume d'azote, la fraction de masse de l'hydrogène  $C_{ax} = 0,002881$  correspond à 4 en volume d'hydrogène dans l'air, 0,008498 correspond à 11 % en volume d'hydrogène ( $C_{ax} = 0,005994$  – à 8 % en volume,  $C_{ax} = 0.013037$  – à 16 % en volume), et la fraction de masse de l'hydrogène dans un mélange stœchiométrique (29,5 H<sub>2</sub> % en volume) est  $C_{ax} = 0,0282$  [1].

Le rapport des distances de la buse à la concentration axiale 11 % en volume de H<sub>2</sub> (localisation correcte de la pointe de flamme) et à 29,5 % en volume de H<sub>2</sub> (localisation incorrecte de la pointe de flamme suggérée dans certaines études) peut être estimé en divisant les lois de similitude (9) pour ces deux concentrations l'une par l'autre (en supposant que la loi de similitude est applicable jusqu'à des concentrations aussi élevées que la concentration stœchiométrique), c'est-à-dire  $x_{11\%}/x_{29,5\%} = C_{ax(29,5\%)} / C_{ax(11\%)} = 0,0282 / 0,008498 = 3,3$ . Cela augmente la longueur de flamme calculée d'un ordre de grandeur comparé à celui fondé sur les connaissances incorrectes antérieures (attribuant la localisation de la pointe de flamme à l'emplacement de 29,5 % en volume de H<sub>2</sub> dans un jet non enflammé provenant de la même source) [1].

Le rapport des distances jusqu'à la LII de 4 % en volume et à la localisation de la pointe de flamme moyennée de 11 % en volume est le suivant (il faut souligner que la longueur de flamme n'est pas égale à la distance de sécurité depuis la source de la flamme) :  $x_4\% / x_{11\%} = 0,008498 / 0,002881 = 2,95$  (le rapport de la distance LII à la longueur de flamme la plus longue est  $x_4\% / x_8\% = 2,08$ , et le rapport LII à la flamme la plus courte est  $x_4\% / x_{16\%} = 4,53$ ). Par conséquent, les rapports de la distance de sécurité jusqu'à la LII (jet non enflammé) à trois distances de sécurité sur la base du choix des critères de danger d'un jet d'hydrogène en réaction sont les suivants (pour la localisation de pointe de flamme moyenne à la concentration en jet non enflammé de 11 % en volume) :

- $x_4\% / x_{T=70^\circ\text{C}} = x_4\% / (3,5 \cdot x_{11\%}) = 2,95 / 3,5 = 0,84$ ,
- $x_4\% / x_{T=115^\circ\text{C}} = 2,95 / 3 = 0,98$ ,
- $x_4\% / x_{T=309^\circ\text{C}} = 2,95 / 2 = 1,48$ .

Cependant, dans le cas prudent de la localisation de pointe de flamme à la concentration de 8 % en volume de H<sub>2</sub> dans un jet non enflammé, ces trois rapports passeront aux valeurs suivantes respectivement :

- $x_4\% / x_{T=70^\circ\text{C}} = x_4\% / (3,5 \cdot x_8\%) = 0,005994 / 0,002881 / 3,5 = 2,08 / 3,5 = 0,59$ ,
- $x_4\% / x_{T=115^\circ\text{C}} (8\%) = 2,08 / 3 = 0,69$ ,

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

- $x_A \% / x_{T=309\text{ °C}} (8\%) = 2,08/2 = 1,04$ .

En conséquence, il est possible de conclure de manière « inattendue » d'après l'analyse menée que dans le cas prudent, les trois distances de sécurité pour une libération en réaction (jet enflammé) sont soit plus longues soit égales à la distance de sécurité fondée sur la LII (libération non enflammée). En particulier, la distance de sécurité depuis une source de fuite d'hydrogène jusqu'à une localisation avec une concentration axiale égale à la LII, par exemple pour empêcher l'entrée de mélange inflammable dans un système de ventilation d'un bâtiment, est pratiquement égale à la distance de séparation « décès » pour la libération en réaction (exposition à 309 °C pendant 20 s). Deux autres DS pour jets enflammés (limites d'« absence de danger » et de « douleur ») sont plus longues que la distance de sécurité jusqu'à la LII (libération non enflammée) [1].

La localisation « la plus longue » révélée de la pointe de flamme-jet d'hydrogène à des distances axiales de la buse correspondant à 8 % en volume d'hydrogène dans un jet non enflammé est un résultat physiquement sain. En effet, cette valeur se trouve dans l'erreur des mesures et des suppositions théoriques de la LII pour les flammes d'hydrogène-air prémélangés se propageant vers le bas et de façon sphérique de 8,5 à 9,5 % en volume. Par conséquent, toute combustion au-delà de cette distance (à des concentrations plus faibles) est « détachée » de la zone de flamme verticale « continue » [1].

La distance de séparation radiale d'un jet enflammé d'hydrogène nécessite une analyse de l'échange thermique radiatif plutôt que de la température de l'écoulement. Des informations pertinentes peuvent être consultées ailleurs [24].

### 4.3 Longueurs de flamme et distances de séparation affectées par différents problèmes

#### 4.3.1 L'effet de la fixation du jet sur la longueur de flamme

Tableau 1. Effet de fixation du jet au sol sur la longueur de flamme.

Diamètre d'orifice, mm	Longueur de flamme, m		Augmentation de longueur de flamme
	Jets fixés (buse à 0,11 m au-dessus du sol)	Jets non-fixés (buse à 1,2 m au-dessus du sol)	
1.5	5.5	3	× 1.83
3.2	9	6	× 1.50
6.4	11	9	× 1.22
9.5	13	11	× 1.18

On sait, d'après la science de la sécurité incendie, que la longueur de flamme des incendies augmente lorsque la source d'incendie est fixée à un mur. L'effet est encore plus important si le même incendie se situe dans un coin. Ce phénomène s'explique par le changement de la vitesse d'entraînement de l'air. Royle and Willoughby [34] ont mesuré l'augmentation de la longueur de flamme due à la fixation du jet au sol. La longueur de flamme d'un jet horizontal

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

non fixé libre depuis un stockage à 20,5 MPa à travers une buse située à 1,2 m au-dessus du sol dépend du diamètre de la buse (Tableau 1).

Pour un jet fixé depuis la buse située à seulement 0,11 m au-dessus du sol, la longueur de flamme augmente comme suit de : 1,83 pour un diamètre de buse de 1,5 mm, 1,50 - diamètre de buse de 3,2 mm, 1,22 - diamètre de buse de 6,4 mm, et 1,18 diamètre de buse de 9,5 mm. L'effet de l'emplacement de la buse au-dessus du sol sur l'augmentation de sa longueur diminue avec l'augmentation du diamètre de buse.

### 4.3.2 L'effet de la taille et de la forme de la buse sur la longueur de flamme

Mogi and Horiguchi [35] ont étudié les flammes-jets d'hydrogène à une pression de jaillissement de 35 MPa et différents diamètres de buse, ainsi qu'illustré sur la Figure 17. Une augmentation de cinq fois du diamètre de buse de 0,4 mm à 2,0 mm a entraîné une augmentation de la longueur de flamme de cinq fois également, de 1 m à 5 m. Cela est conforme à la corrélation sans dimension démontrée précédemment (6) illustrée graphiquement sur la Figure 12 : pour tout rapport sans dimension donné  $L_F/D$  une augmentation du diamètre de buse  $D$  entraînera une augmentation proportionnelle de la longueur de flamme  $L_F$ .

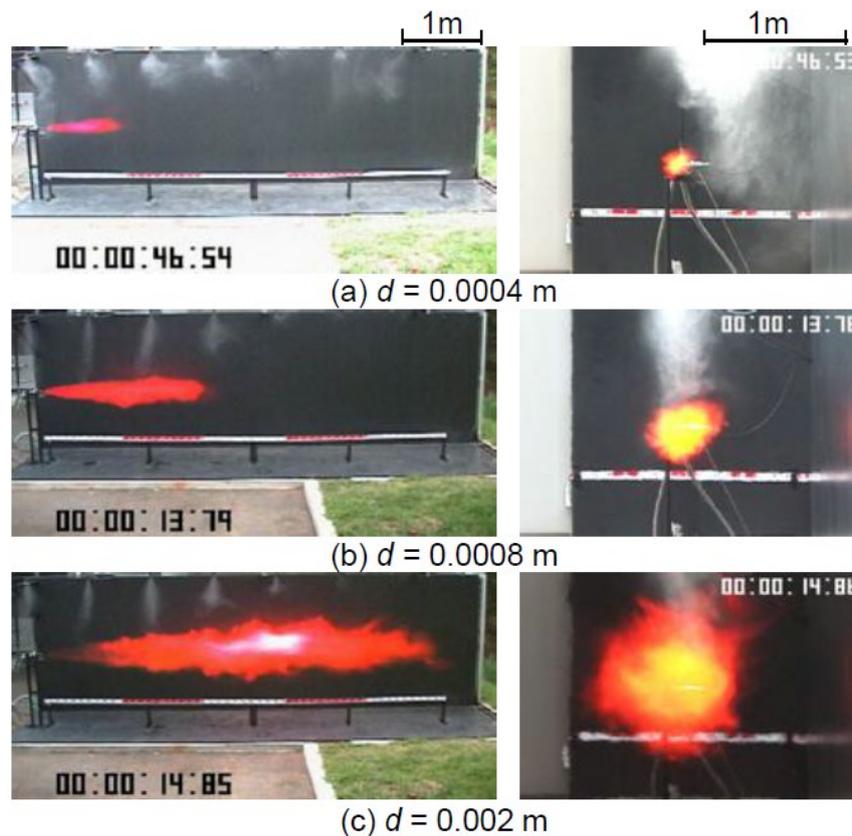


Figure 17. Effet du diamètre de buse sur la longueur de flamme (pression de 35 MPa) [35].

Mogi and Horiguchi [35] ont également mené une série d'expériences, à une pression de libération de 40 MPa, en étudiant l'effet de la forme de la buse sur la longueur et la largeur de la flamme d'hydrogène. Trois buses de la même section transversale ont été testées : la buse ronde de 1 mm de diamètre, la buse plane de dimension  $L \times l = 2 \times 0,4$  mm (rapport d'aspect

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

( $RA = 5$ ), la buse plane de  $L \times l = 3,2 \times 0,25$  mm ( $RA = 12,8$ ). Les trois buses préentaient la même section transversale. La **Figure 18** montre des images de buses (gauche), des images en vue latérale d'une flamme d'hydrogène provenant de chacune des trois buses (centre) et une vue de face de ces flammes-jets (droite). La forme de flamme de buse ronde est axisymétrique, comme dans de nombreuses autres expériences. L'écoulement en réaction se trouve dans le régime dominé par l'inertie, car l'effet de la flottabilité n'est pas prononcé. Cependant, les flammes issues de buses planes sont aplaties dans la direction perpendiculaire au grand axe en raison du phénomène dit de « changement d'axe » [36].

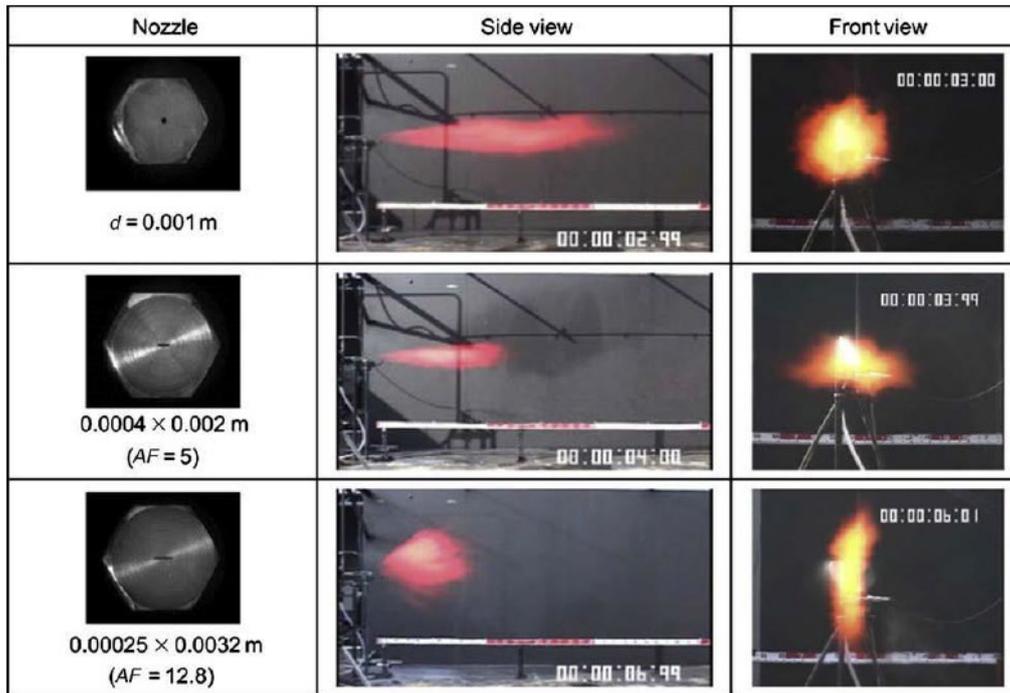
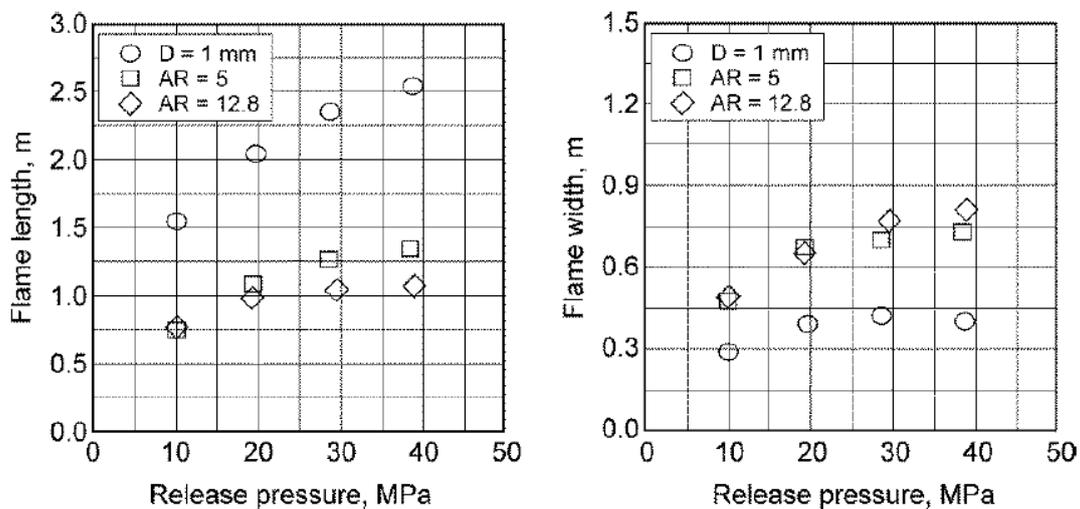


Figure 18. Photographies de trois formes de buse (gauche), d'une vue latérale d'une flamme d'hydrogène (centre) et d'une vue de face d'une flamme d'hydrogène (droite) pour une pression de libération de 40 MPa et différentes formes de buse [35].



## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Figure 19. Longueur de flamme (gauche) et largeur de flamme (droite) pour trois différentes buses de la même section transversale : buse ronde de 1 mm de diamètre, buse plane ayant un rapport d'aspect  $RA = 5$ , buse plane ayant un  $RA = 12,8$  [35].

Les longueurs et largeurs de flamme mesurées sont présentées sur la [Figure 19](#) [35]. Dans les plages de pressions et de tailles de buse testées, la longueur de flamme a diminué avec l'augmentation du rapport d'aspect : pour  $RA = 5$ , la longueur de flamme est environ deux fois plus petite comparé à la flamme issue de la buse ronde, et pour  $RA = 12,8$ , la longueur de flamme est environ 2,5 fois plus petite. Parallèlement, la largeur de flamme maximale pour les buses planes était environ deux fois celle pour la buse ronde..

### 4.3.3 L'effet de la flottabilité sur les distances de séparation déterministes

Il est également important de savoir si une fuite est à l'origine contrôlée par l'inertie ou la flottabilité ou à quelle concentration axiale le régime d'écoulement passe d'une part d'inertie à une part de flottabilité pour le même jet. Les jets flottants (vitesses inférieures) sont toujours plus courts comparé aux jets dominés par l'inertie (grandes vitesses) issus d'une buse de la même taille. La technique simple utilisée pour distinguer l'écoulement contrôlé par l'inertie et l'écoulement contrôlé par la flottabilité se fonde sur les travaux de Shevyakov et al. [38] décrits en détail dans la Conférence 7 - Libérations d'hydrogène non enflammées à l'extérieur et leur atténuation.

### 4.3.4 Les effets de barrières

Pour réduire la longueur de flamme d'hydrogène, les barrières sont souvent considérées comme une mesure d'atténuation. Cependant, la réduction de la longueur de flamme par des barrières a un coût. Par exemple, dans le cas d'une barrière verticale à  $90^\circ$ , le pic de surpression de déflagration après une inflammation retardée (0,8 s) du jet turbulent d'une buse de 9,5 mm à une pression de stockage de 20,5 MPa augmente de 16,5 kPa pour un jet libre à 42 kPa [34, 38]. L'augmentation de la pression a été enregistrée au niveau de la paroi où se trouve le tuyau d'échappement de l'hydrogène et que, d'autre part, la surpression peut être atténuée derrière la barrière.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie



Figure 20. Inflammation retardée (0,8 s) du jet d'hydrogène (pression de stockage de 20,5 MPa, diamètre de buse de 9,5 mm) heurtant une barrière à 90° : stade de déflagration (capture du haut et du milieu), stade du jet enflammé stable heurtant la barrière (capture du bas), test HSL [38].

La Figure 20 montre une séquence de captures (du haut vers le bas) après l'inflammation retardée d'un jet d'hydrogène heurtant une barrière à 90°. Avant que la flamme-jet n'atteigne les conditions d'état quasiment stable (capture du bas), il existe une combustion de déflagration du mélange non-uniforme dans l'espace sous-dimensionné entre la barrière et le sol (voir captures du haut et du milieu). La barrière inclinée à 60° augmente encore la surpression qui atteint 57 kPa. La Figure 21 montre deux captures après l'inflammation retardée du jet d'hydrogène heurtant une barrière à 60.



## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Figure 21. Inflammation retardée (0,8 s) du jet d'hydrogène (pression de stockage de 20,5 MPa, diamètre de buse de 9,5 mm) heurtant une barrière à 60° : stade de déflagration (capture du haut), stade du jet enflammé stable heurtant la barrière (capture du bas), test HSL [38].

## 5. Applications aux conduites

Les gazoducs sont une artère importante pour le transport de l'énergie au niveau national et mondial, car ils sont plus sûrs que les transports routiers ou ferroviaires en termes de taux d'incidents et d'accidents mortels. Une étude récente a démontré que les performances de sécurité des gazoducs sont supérieures à celles des autres modes de transport [60]. Une étude comparative [61] utilisant des données sur les incidents recueillies entre 2005 et 2009 aux États-Unis a révélé que le taux d'incident moyen pour le transport de gaz naturel était de  $0,12 \times 10^{-4}$  par km/an, alors que le taux d'incident est de  $0,14 \times 10^{-4}$  par km/an pour le transport routier de matières dangereuses et de  $1,5 \times 10^{-4}$  par km/an pour le transport ferroviaire de matières dangereuses. En termes de décès et de blessures graves, les gazoducs sont nettement plus sûrs.

Outre le gaz naturel, d'autres gaz tels que l'hydrogène et l'éthylène sont transportés par des gazoducs à haute pression. Le transport par gazoduc semble aujourd'hui être la solution la plus rentable pour la distribution à grande échelle de l'hydrogène en tant que vecteur énergétique, soit en ajoutant une fraction plus ou moins importante d'hydrogène dans les réseaux de gaz naturel existants, soit en créant des réseaux spécifiques dédiés à l'hydrogène. L'utilisation du réseau de gazoducs existant pour acheminer l'hydrogène de cette manière permettrait d'établir la production d'hydrogène et les applications alimentées à l'hydrogène avant la mise en place d'un système de transport d'hydrogène spécifique, dont la construction nécessiterait des investissements en capital et un temps de construction considérables [62]. Le développement d'un réseau européen interconnecté de pipelines d'oléfines en Europe est prévu, ce qui permettra à cette infrastructure de devenir une véritable alternative aux autres modes de transport (c'est-à-dire la route et le rail). D'autre part, le développement de ces infrastructures pose le problème de la définition de la zone de danger autour des oléoducs, afin de placer l'oléoduc à une distance des zones résidentielles suffisamment grande pour éviter tout dommage éventuel aux personnes et aux bâtiments, ou de placer les bâtiments avec un niveau de sécurité donné contre les dommages potentiels.

Pendant le transport par gazoduc, les principales causes de fuite de gaz sont dues à la rupture des gazoducs par des facteurs internes ou externes tels que la corrosion, le vieillissement des matériaux, la mauvaise qualité, etc. La libération et l'inflammation incontrôlées de gaz inflammables peuvent provoquer un incendie ou une explosion, qui sont des phénomènes extrêmement dangereux pour l'homme et l'environnement. Pour un gazoduc donné, le type de danger qui se développe et le potentiel de dommages ou de blessures associé à ce danger dépendent du mode de défaillance de la conduite (c'est-à-dire fuite ou rupture), de la décharge de gaz (c'est-à-dire jet vertical ou jet incliné) et du délai d'inflammation (c'est-à-dire immédiat

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

ou différé). Pour les gaz ( $\text{CH}_4$ ,  $\text{H}_2$ ) dont le poids moléculaire est nettement inférieur à celui de l'air, la possibilité d'un feu éclair important résultant d'une inflammation à distance retardée est extrêmement faible, car une faible densité empêche généralement la formation d'un nuage de vapeur inflammable persistant au niveau du sol. Le type d'incendie le plus courant résultant de la libération de gaz à haute pression est le feu de jet. Si le gaz à haute pression qui s'est échappé sous forme de jet à partir d'une fissure ou d'une rupture complète du gazoduc est allumé au niveau de la rupture, le feu de jet se produira. Dans ce cas, l'effet est un fort rayonnement thermique émis par une flamme longue et régulière, avec des dommages possibles pour le personnel et les bâtiments environnants [64,65]. De tels accidents ont été signalés comme un problème récurrent en raison de la complexité des systèmes de canalisations et de l'incapacité de l'homme à tirer des leçons plus efficaces de ses expériences passées [66]. L'Association européenne des gaz industriels (EIGA) a fourni des données sur la fréquence des défaillances des gazoducs industriels en fonction des types et de l'ampleur des fuites. Si l'on prend l'exemple d'une conduite de 100 mm de diamètre, les fréquences de défaillance (par mètre) pour les petites fuites, les grosses fuites et les ruptures sont respectivement de  $6 \times 10^{-6}$ ,  $3 \times 10^{-7}$  et  $3 \times 10^{-8}$  [67]. Une statistique sur les origines des incendies de jet (comprenant un total de 84 accidents d'incendie de jet entre 1961 et 2008) publiée dans le travail de Gomez-Mares et al [68] indique que les pipelines dans les catégories de transport et de stockage représentent 11,9 % de l'ensemble des accidents. Lorsqu'un accident se produit, des pertes et des dommages considérables [69] peuvent être infligés aux pipelines environnants, aux lignes de transmission aériennes et aux personnes. Certains accidents typiques sont énumérés dans le tableau 2

La fuite d'hydrogène des pipelines à haute pression peut être étudiée numériquement par les mêmes approches que celles utilisées pour les réservoirs de stockage à haute pression. Les théories peuvent être trouvées dans la section 3 de cette conférence. Tout comme la corrélation entre la longueur de la flamme et le diamètre de la buse ( $FL/D$ ) développée par Molkov [1], une nouvelle corrélation a été développée par Wang et al. [70] et leur expression a montré un bon accord avec les données expérimentales publiées, comme le montre la Figure 22.

Tableau 2 Accidents typiques d'incendies de réacteurs provoqués par des fuites de gaz à haute pression [70].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

No.	Date	Location	Pipe diameter (m)	OP/MAP (MPa)	Gas type	Description	Deaths, injuries, and property damage
1	30/07/2004	Ghislenghien, Belgium	1.00	7.00/8.00	Natural gas	The rupture caused tens of vehicles catching fire and liquefying the roof coverings of commercial property within the radius of 150–200 m.	24 deaths, over 120 injuries, and approximately \$112 million
2	07/06/2010	Cleburne, Texas, United States	0.91	6.55/7.25	Natural gas	The fire was induced by digging a hole to build a new transmission line. The flame height of more than 250 m was observed.	1 death, 6 injuries, and \$1.029 million (for damage and clean-up costs)
3	11/12/2012	Sissonville, West Virginia, United States	0.51	6.41/6.89	Natural gas	The rupture occurred in a sparsely populated area. The total burned area was estimated to be 335 m long by 250 m wide. 3 houses were destroyed and several other houses were damaged.	No fatalities or serious injuries, and \$8.685 million (for pipeline repair, system upgrade and gas loss)
4	10/01/2014	Enka, North Carolina, United States	0.30	NA/NA	Natural gas	Overhead transmission lines ignited the leaking gas. The flame more than 30 m high was observed, and the fire lasted about 1.5 h, damaged several cars, houses and commercial buildings.	No one was hurt, and the total loss amounted to \$836,720
5	31/07/2014	Kaohsiung, Taiwan, China	0.10	4.25/NA	Propylene	Gas explosions sent flames about 15 stories high in a densely populated area. Over 6 km of roads were destroyed, 3,259 buildings were damaged, and a power grid blackout was initiated, leading to cut power supplies to 12,000 households.	32 deaths, 321 injuries, and an initial loss of \$62 million (for rebuilding the damaged roads and drainage system)
6	29/04/2016	Salem Township, Pennsylvania, United States	0.76	7.16/7.24	Natural gas	The fire scorched about 162,000 m <sup>2</sup> .	1 injury and unknown property loss

**Note:** OP, operating pressure; MAP, maximum allowable pressure.

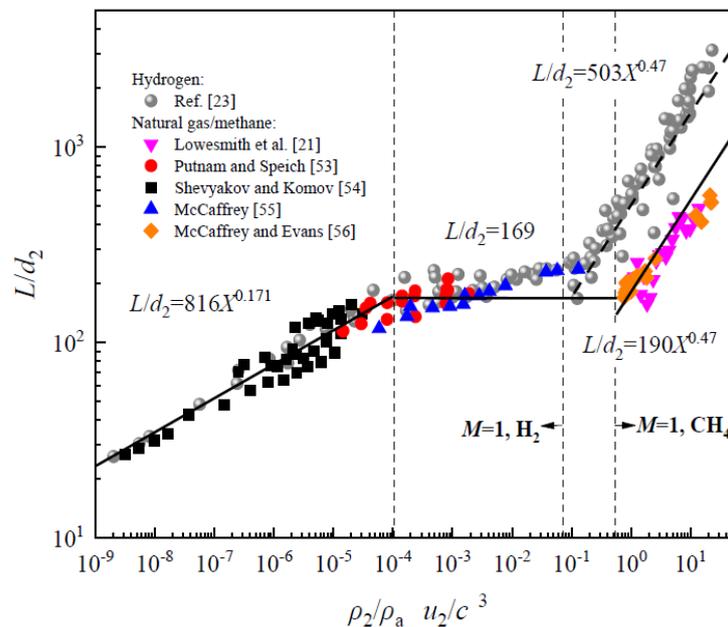
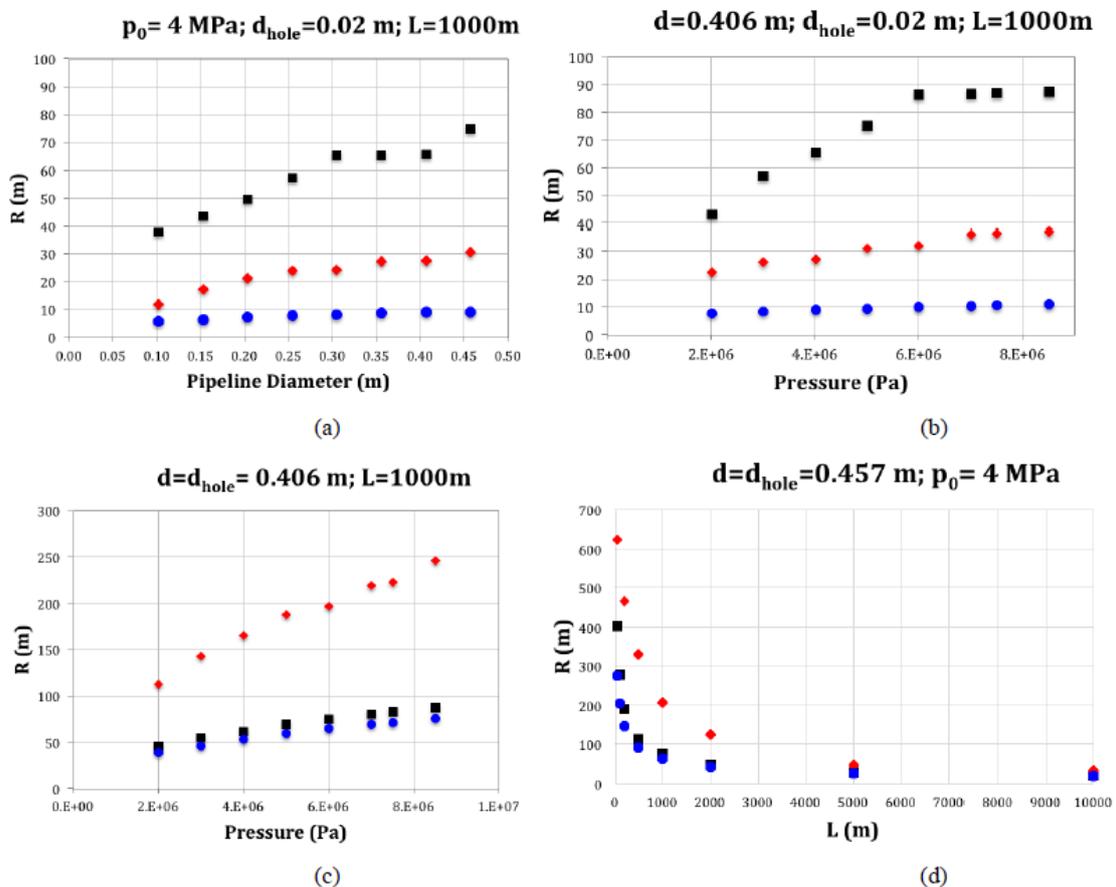


Figure 22. Meilleure équation de la corrélation de Molkov appliquée aux longueurs de flammes des jets d'hydrogène (ligne pointillée) et de méthane (ligne continue) [70]. ( $L$  est la longueur de la flamme et  $d_2$  est le diamètre de l'orifice, les références dans cette figure sont celles de Ref. [70].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Dans les travaux de Coccorullo et Russo [71], une approche simple et fiable a été développée pour dimensionner la zone au sol potentiellement affectée par la rupture d'un pipeline à haute pression. La distance de danger d'un feu de jet, dû à la rupture d'un pipeline à haute pression transportant du gaz naturel, de l'hydrogène et de l'éthylène, a été évaluée en faisant varier la pression de fonctionnement, le diamètre et la longueur du pipeline, ainsi que la taille des trous. La figure 23 montre l'effet des paramètres de fonctionnement du gazoduc sur la distance de danger ( $R$ ) à partir du gazoduc. Les résultats de  $R$  pour les trois gaz sont présentés en fonction du diamètre du gazoduc (figure 23a), de la pression de service dans le cas d'une petite fuite (figure 23b) ou d'une rupture totale du gazoduc (figure 23c) et de la longueur du gazoduc entre la station de compression du gaz et le point de rejet (figure 23d). On constate que la distance de danger augmente avec le diamètre du gazoduc en raison de l'augmentation du taux de rejet. L'augmentation de la pression du gaz à l'intérieur du gazoduc entraîne une augmentation de la distance de danger. Cela peut s'expliquer comme suit : l'augmentation de la pression à l'intérieur du gazoduc accroît la densité du gaz et la vitesse de sortie. Par conséquent, le volume du jet et le rayonnement thermique qui en résulte augmentent. L'augmentation du diamètre du trou augmente la distance de danger, principalement en raison de l'augmentation proportionnelle du taux de rejet en comparant la figure 23b et la figure 23c. Au contraire, la distance de danger diminue à mesure que la longueur du gazoduc entre la station de compression de gaz et le point de rejet augmente. Toutefois, la distance de danger reste à peu près constante lorsque la longueur du gazoduc dépasse 3000 m.



## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Figure 23. Distance de danger en fonction (a) du diamètre du gazoduc, (b) de la pression de service pour une petite fuite, (c) de la pression de service pour une rupture complète, (d) de la distance par rapport à la station de compression. symbole noir - gaz naturel, symbole rouge - éthylène, symbole bleu - hydrogène [77].

## 6. Flux thermiques radiatifs de fuites enflammées et boules de feu

### 6.1 Flux thermique radiatifs de fuites enflammées

L'hydrogène brûle dans une atmosphère propre avec une flamme invisible. Il a une température de flamme prémélangée adiabatique légèrement supérieure pour un mélange stœchiométrique dans l'air de 2403 K comparé à d'autres combustibles. Cette température peut provoquer de graves lésions sur un lieu d'accident, en particulier dans un environnement de laboratoire propre où la flamme d'hydrogène est pratiquement invisible. Cependant, la combustion et les courants chauds d'hydrogène entraîneront des changements de l'environnement qui peuvent être utilisés pour détecter la flamme. Bien que la flamme d'hydrogène non lumineuse complique la détection visuelle, il existe un effet important de la chaleur et de la turbulence sur l'atmosphère environnante et sur l'élévation d'un panache de produits de combustion chauds. Ces changements sont appelés la *signature de l'incendie*.

La section suivante se fonde sur les travaux réalisés en Ulster au centre HySAFER [7]. Avant d'examiner le flux thermique radiatif, il convient de noter qu'une flamme d'hydrogène émet un rayonnement infrarouge minime et n'émet pratiquement aucun rayonnement visible. En raison de l'absence de bandes de rayonnement de CO<sub>2</sub> et de la forte absorption par la vapeur d'eau ambiante, le rapport des flammes de jet d'hydrogène visibles à infrarouges est de 0,88 et le rapport de la longueur de flamme ultraviolette à infrarouge est de 0,78 [39]. Néanmoins, les flux thermiques convectifs et radiatifs restent importants et doivent être évalués pour la protection de la vie, des biens et de l'environnement.

Molina et al. [40] et Schefer et al. [23] ont élaboré un modèle de prédiction des flux thermiques à une quelconque position radiale ( $r$ ) et axiale ( $x$ ) à partir de jet enflammés sous-dimensionnés (voir la Figure 22) [40].

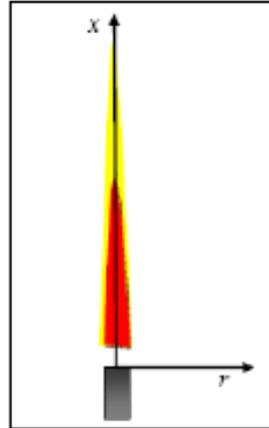


Figure 24. Système de coordonnées pour flamme-jet turbulente [40].

L'utilisation de valeurs nominales sous-estime néanmoins le flux thermique radiatif expérimental. Pour déterminer le flux thermique radiatif, les étapes suivantes doivent être suivies. Il est tout d'abord nécessaire de calculer la densité de l'air dans la flamme à l'aide de l'équation suivante :

$$\rho_f = \frac{P_{amb} M_{sto}}{RT_{ad}} \quad (12)$$

où  $\rho_f$  est la densité de l'air dans la flamme ( $\text{kg/m}^3$ ),  $P_{amb}$  est la pression ambiante,  $M_{sto}$  est le poids moléculaire moyen des produits stœchiométrique de la combustion de l'hydrogène dans l'air (24,54  $\text{kg/kmol}$ ),  $R$  est la constante universelle des gaz (8314,47  $\text{kJ/kmol}\cdot\text{K}$ ) et  $T_{ad}$  est la température de flamme adiabatique de l'hydrogène dans l'air. La longueur, la largeur et la densité de la flamme sont ensuite utilisées dans l'équation (13) pour déterminer le temps de séjour de la flamme :

$$\tau_F = \frac{\rho_F W_F^2 L_F f_s}{3\rho_{nozz} d_{nozz}^2 U_{nozz}} \quad (13)$$

où  $\tau_F$  est le(s) temps de séjour,  $W_F$  est la largeur de la flamme (en supposant un rapport à la longueur de 0,17),  $L_F$  est la longueur de flamme,  $f_s$  est la fraction de masse du combustible aux conditions stœchiométriques (0,0283),  $\rho_{nozz}$  est la densité de l'écoulement dans la buse,  $d_{nozz}$  est le diamètre d'évacuation du jet et  $U_{nozz}$  est la vitesse d'écoulement dans la buse.

Une fois le temps de séjour de la flamme connu, il est alors possible d'extraire la fraction radiative,  $X_{rad}$ , d'un chiffre donné par Schefer et al. [23] reproduit sur la Figure 23, où  $X_{rad}$  est la fraction de la libération de chaleur chimique qui est émise par rayonnement dans l'environnement. Il convient de noter que pour une petite flamme, l'approche suggérée par Schefer et al. [23] n'a pas pu être utilisée, car  $L$  est faible, et donc la fraction radiative est négative..

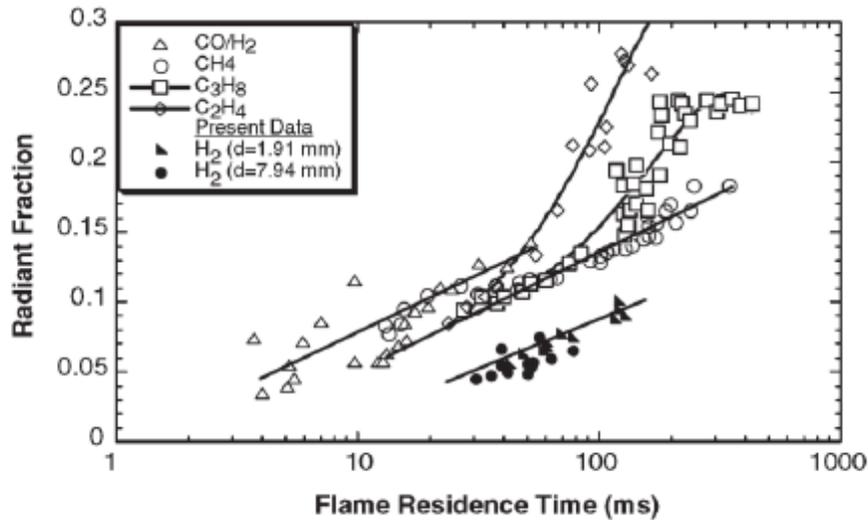


Figure 25. Fraction radiative en fonction du temps de séjour de la flamme [23].

La fraction radiative est alors appliquée dans l'équation (14) pour extraire  $S_{rad}$ , la puissance totale du rayonnement émis :

$$S_{rad} = X_{rad} \dot{m}_{nozz} \Delta H_c \quad (14)$$

où  $S_{rad}$  est la puissance totale du rayonnement émis (W),  $\dot{m}_{nozz}$  est le débit massique à la buse et  $\Delta H_c$  est la chaleur de combustion de l'hydrogène. Les coordonnées  $x$  et  $r$  peuvent être choisies de deux manières :

Option 1 : Les coordonnées peuvent être choisies. Dans ce cas, elles peuvent correspondre à la localisation de cibles possibles d'un jet enflammé : occupants, bâtiment, voies d'évacuation, autre source de dangers potentiels comme le stockage d'une substance inflammable ou toxique, etc. Lorsque les coordonnées sont choisies, la première étape consiste à calculer  $L_F$ . Ensuite, il est facile de calculer la puissance de rayonnement non-dimensionnelle  $C^*$  en utilisant la valeur de  $x$  (m) souhaitée, la position sur l'axe du jet depuis la buse. Cela peut se faire en utilisant la Figure 24. Enfin, en établissant la valeur  $r$ ,  $q_{rad}(x,r)$  est calculé avec l'équation (15).

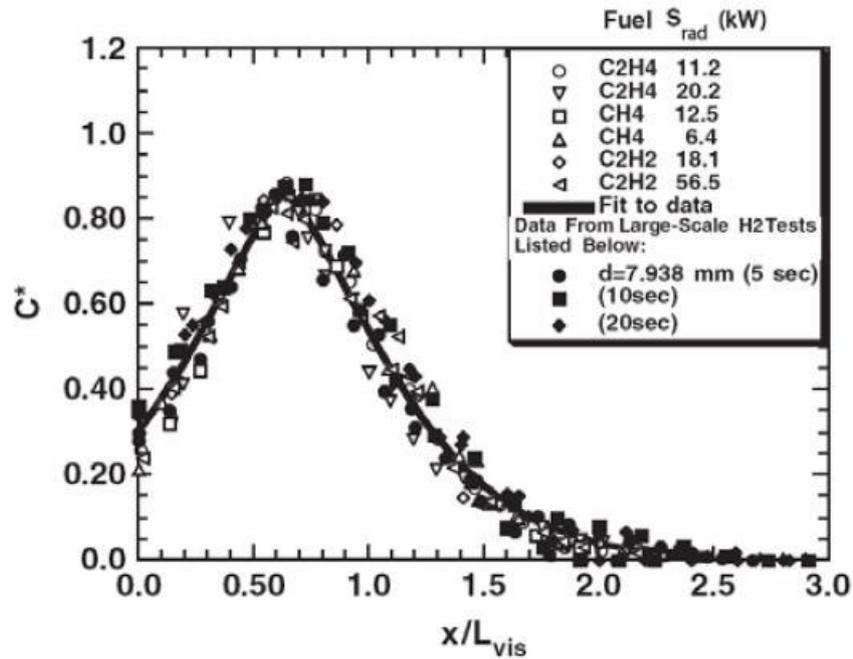


Figure 26. Variation axiale du flux thermique radiatif normalisé [23].

- Option 2 : Les coordonnées peuvent être calculées pour une valeur choisie du flux thermique radiatif. Cela signifie que les coordonnées calculées forment un contour autour du jet enflammé correspondant à une valeur iso particulière du flux thermique radiatif. La valeur du flux thermique radiatif peut être définie, par exemple, comme critère d'acceptation. La longueur de flamme, la largeur de flamme, le temps de séjour, la fraction radiative et la puissance totale du rayonnement émis doivent être calculés. Ensuite, la valeur de la puissance de rayonnement non dimensionnelle peut être calculée à l'aide d'une équation adaptée pour chaque valeur de  $x$  dans la plage souhaitée. Enfin,  $r$  peut être calculé pour chaque position axiale en appliquant dans l'équation (15) la valeur correspondante de  $C^*$  et le flux thermique radiatif choisi :

$$q_{rad}(x, y) = \frac{C^* S_{rad}}{4\pi r^2} \quad (15)$$

où  $q_{rad}(x, r)$  est le flux thermique radiatif à l'emplacement  $(x, r)$  ( $W/m^2$ ),  $C^*$  est la puissance de rayonnement non dimensionnelle tirée de la Figure 24, et  $r$  est la position radiale depuis l'axe médian du jet (m).

Il convient de noter que l'analyse ci-dessus se fonde sur une flamme verticale. Les effets dans le cas d'une flamme horizontale ne sont pas encore évidents. La flottabilité peut influencer sur la flamme et donc, à ce stade, il est difficile d'estimer la manière dont les courants chauds d'aval se comporteront. Par conséquent, l'approche décrite ci-dessus peut-être quelque peu prudente dans le cas d'une flamme horizontale. L'effet d'un flux thermique radiatif sur les personnes, l'environnement et les structures est examiné en détail dans la Conférence 6 - Critère de danger pour les personnes et les biens.

## 6.2 Fuites enflammées d'hydrogène compare à une fuite enflammés de combustibles courants

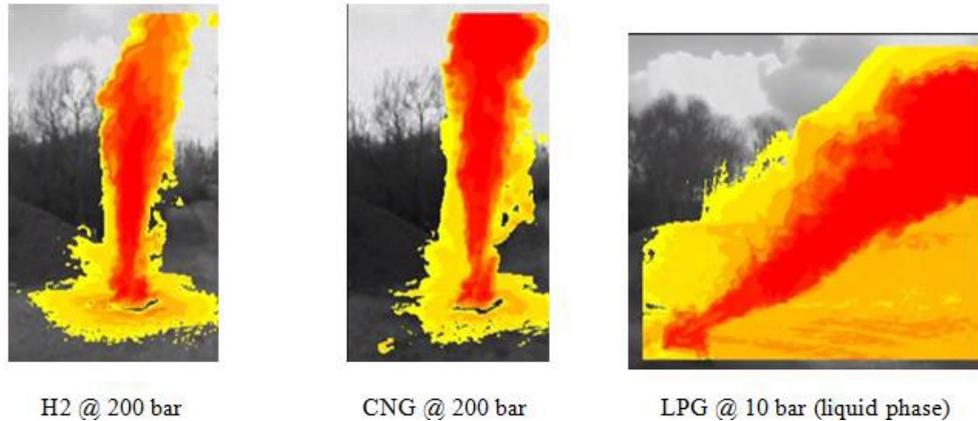


Figure 27. Image infrarouge de jets enflammés montrant le rayonnement thermique produit par la combustion d'hydrogène (200 bar), de GNC (200 bar) et de GPL (10 bar)..

Comme il ressort de la [Figure 27](#), du fait de la combustion incomplète, le GNC et le GPL produisent du CO<sub>2</sub>, du CO, de la suie et d'autres produits qui ont un effet plus important sur le rayonnement que l'hydrogène. Ce phénomène explique pourquoi la combustion d'hydrogène se caractérise par des effets thermiques plus faibles que d'autres combustibles courants, même si la température dépasse celle d'une flamme de GNC. La [Figure 27](#) montre une comparaison du rayonnement thermique produit par l'hydrogène (200 bar), le GNC (200 bar) et le GPL (10 bar) – la signature thermique du jet enflammé d'hydrogène est légèrement inférieure à celle du GNC et toutes deux sont sensiblement inférieures au rayonnement thermique de l'incendie de GPL.

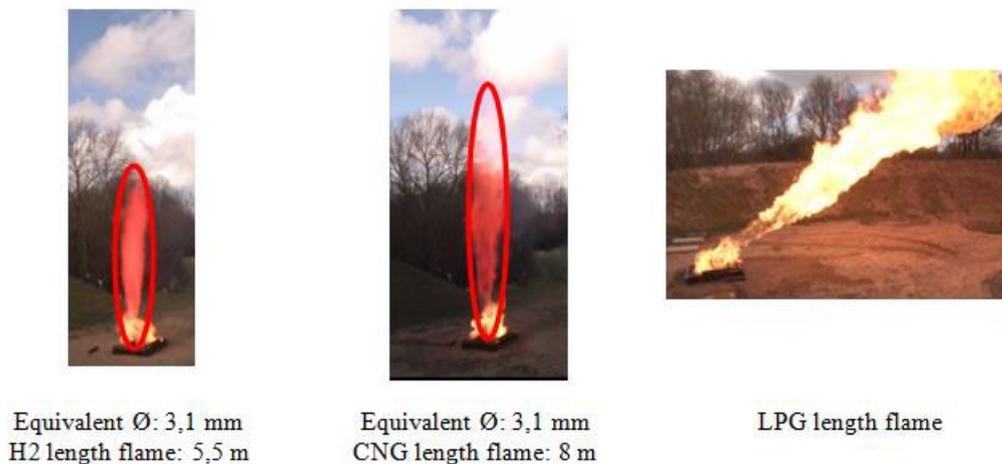


Figure 28. Comparaison des longueurs de flamme pour jets enflammés d'hydrogène (diamètre d'orifice 3,1 mm), de GNC (diamètre d'orifice 3,1 mm) et de GPL.

Comme illustré sur la [Figure 28](#), pour le même débit, du fait de la consommation d'oxygène, qui est 4 fois supérieure pour le GNC et 5 fois supérieure pour le GPL par rapport à l'hydrogène, les longueurs de flamme des jets enflammés de GNC et de GPL sont plus importantes que la longueur de flamme d'hydrogène.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Il est important de se rappeler qu'une flamme d'hydrogène n'est pas visible dans un environnement pur. Cependant, pour les applications d'infrastructure et systèmes à PCH, des matériaux combustibles, toujours présents, coloreront la flamme ainsi qu'illustré sur la Figure 28.

### 6.3 Boules de feu d'hydrogène

Les boules de feu d'hydrogène peuvent être produites en raison d'une défaillance catastrophique d'un réservoir de stockage d'hydrogène. Le cas pour la sécurité publié sur la ressource « h2safe.net » ([http://h2safe.net/case\\_safety.html](http://h2safe.net/case_safety.html)) [41] analyse les fréquences relatives des modes de défaillance et indique qu'environ 10 à 27 % seulement des libérations de gaz sous pression sont classées en catastrophes. Néanmoins, il faut souligner que le dysfonctionnement du dispositif de sécurité du réservoir, le DDT, peut conduire à une rupture catastrophique du réservoir de stockage d'hydrogène. UU a travaillé sur les conséquences et les effets des ruptures catastrophiques et s'est concentré sur le rayonnement thermique et les ondes de choc. La taille des boules de feu indiquée par Zalosh [42] peut être utilisée en référence. Les expériences liées à une défaillance catastrophique d'un réservoir de stockage d'hydrogène ont été menées sur un récipient autonome (réservoir de type IV, volume 72,4 L ; pression de stockage 34,3 MPa ; sans DDT) et le récipient installé sous un véhicule utilitaire sport (réservoir de type III, volume 88 L ; pression de stockage 31,8 MPa, sans DDT). Le réservoir autonome de type III a connu une défaillance catastrophique 6 min 27 s après le début de l'incendie. Celle-ci a été suivie par une boule de feu de 7,7 m de diamètre, 45 ms après la rupture du réservoir. Cette boule de feu a été soulevée en 1 s [42].

Après environ 4 minutes d'exposition au feu de propane, les flammes et les gaz ont pénétré dans le compartiment passagers. La rupture de réservoir catastrophique est survenue après 12 minutes 8 secondes d'exposition au feu, générant une boule de feu d'un diamètre maximal de 24 m ayant duré 4,5 secondes. Différentes parties du véhicule d'essai et du réservoir de stockage ont été retrouvées à des distances pouvant atteindre 107 m. Il convient de souligner que les distances mentionnées ci-dessus peuvent même être supérieures pour les réservoirs de stockage d'hydrogène sous pression à 70 MPa [42].

Le développement et la validation du modèle CFD pour simuler la dynamique de l'onde de souffle et de la boule de feu après la rupture d'un réservoir d'hydrogène haute pression autonome dans un incendie en atmosphère ouverte ont été récemment effectués par Molkov et al. dans l'UU [72]. La complémentarité et la synergie des données expérimentales et de l'analyse numérique ont permis de mieux comprendre la dynamique des ondes de souffle et des boules de feu, et donc de combler les lacunes dans la compréhension des phénomènes physiques sous-jacents. Il s'agit de la première étude expliquant quantitativement le mécanisme de la contribution de la combustion de l'hydrogène à la force de l'onde de souffle. Par exemple, la combustion d'hydrogène après la rupture d'un réservoir de 36 L 70 MPa dans un incendie augmente la surpression maximale de l'onde de souffle à 5 m de 37 %. La boule de feu simulée a montré un développement typique pendant une phase de croissance avant de s'élever sous

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

l'effet de la flottabilité. La taille et la forme de la boule de feu (7,7 m après 45 ms) ont été fidèlement reproduites dans l'expérience menée aux États-Unis.

### 6.4 Effet de la pression sur les fuites enflammées d'hydrogène

Il existe un stade instable dans l'établissement du jet immédiatement après le début de la fuite provenant de l'équipement à hydrogène à haute pression. L'inflammation retardée et la combustion consécutive du nuage instable d'hydrogène-air hautement turbulent formé à ce stade peut conduire à une surpression significative dans le champ proche pouvant blesser des personnes. Ce processus est essentiellement la déflagration et intervient avant l'établissement du jet enflammé quasiment stable [1].

Le Health and Safety Laboratory (HSL) Royaume-Uni du Health and Safety Executive a réalisé une série de plus de 40 expériences avec des libérations à haute pression d'hydrogène dans le cadre du projet HYPER [38] et publiées ensuite par Royle and Willoughby [34]. Les effets sur la surpression du diamètre de sortie de jet variable, du retard et de la position de l'inflammation ont été déterminés.

L'hydrogène était stocké dans deux cylindres de 50 litres à une pression de 20,5 MPa. Un tubage en acier inoxydable de 11,9 mm de diamètre interne et une série de clapets à bille d'un diamètre d'alésage interne de 9,5 mm étaient présents entre la sortie du stockage et la sortie de buse. Des restricteurs de la même longueur de 2 mm et de diamètre différent de 1,5, 3,2 et 6,4 mm ont été utilisés dans la buse pour faire varier le diamètre de sortie de buse. Le point de libération est à 1,2 m au-dessus du sol. Le jet a été enflammé par une tête d'allumette avec une faible quantité de matière pyrotechnique à 1,2 m au-dessus du sol. La localisation du point d'inflammation variait dans la plage de 2 à 10 m depuis le point de libération. Des transducteurs piézorésistifs ont été dirigés vers le haut, sauf en cas de montage mural. Trois transducteurs étaient situés à une distance perpendiculaire à l'axe de 1,5 m, 2,6 et 3,7 m, à une hauteur de 0,5 m [34] ; la distance axiale de tous les transducteurs était de 2,8 m depuis la buse et la hauteur était de 0,5 m.

Un temps de 260 ms était nécessaire pour ouvrir entièrement le clapet, 140 ms pour que l'hydrogène atteigne 2 m. Par conséquent, 400 ms est le plus court retard d'inflammation possible du jet instable. Les jets d'un stockage d'hydrogène à 20,5 MPa étaient principalement contrôlés par inertie, c'est-à-dire que l'écoulement était relativement non flottant jusqu'à la limite inférieure d'inflammabilité [34].

### 6.5 Effet de différents paramètres sur la surpression

#### 6.5.1 Effet d'un diamètre d'orifice sur la surpression

Le Tableau 3 montre des mesures expérimentales de la surpression de la déflagration de jet d'hydrogène instable pour deux retards d'inflammation (minimum possible 400 ms et 800 ms) et des diamètres de buse d'un minimum de 1,5 mm à un maximum de 9,5 mm. Le diamètre de buse a un effet crucial sur la surpression maximale générée par le jet enflammé.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Aucune surpression n'a été observée pour une libération à travers la buse de 1,5 mm de diamètre. La surpression pour un retard d'inflammation de 400 ms, lorsque le jet vient d'atteindre le point d'inflammation situé à 2 m en aval de la buse, est toujours inférieure à la surpression pour le retard d'inflammation de 800 ms correspondant à la formation d'un plus grand nuage d'hydrogène-air inflammable turbulent. Il convient de remarquer qu'il existe un mur dans les expériences derrière la buse. La surpression maximale enregistrée pour le jet d'hydrogène libre était de 16,5 kPa.

Tableau 2. Effet d'un diamètre d'orifice et du retard d'inflammation sur la surpression maximale générée par une déflagration de jet [34].

Orifice diameter, mm	Ignition delay, ms	Max overpressure, kPa
1.5	800	Not recordable
1.5	400	Not recordable
3.2	800	3.5
3.2	400	2.1
6.4	800	15.2
6.4	400	2.7-3.7
9.5	800	16.5
9.5	400	3.3-5.4

Une importante conclusion peut être tirée de cette série d'expériences : le diamètre de fuite doit être abaissé à une valeur aussi faible que raisonnablement réalisable (AFRR) pour une technologie de PCH particulière. L'inclusion de restricteurs d'écoulement dans les conduites d'alimentation en hydrogène réduit les longueurs de flamme observées, réduisant ainsi les distances de sécurité requises. Cela serait dû à la réduction du débit massique et des pertes de pression au niveau du restricteur et donc à une pression plus faible à la sortie de jet du tuyau.

Il a été conclu que la taille et la turbulence du jet avaient un plus grand effet sur une pression de déflagration que la quantité totale de la fuite d'hydrogène. La quantité totale de fuite d'hydrogène n'est pas toujours importante, en particulier dans l'atmosphère, car la flottabilité continue de favoriser la dilution de l'hydrogène par l'air entraîné jusqu'à ce qu'il atteigne la LII de 4 % en volume et au-delà. Par conséquent, des portions de l'hydrogène libéré au début dans de nombreux scénarios pratiques ne contribueront pas à la combustion, car ils représentent une partie du nuage inférieure à la LII [34].

Sur la base des résultats présentés, on peut supposer que l'inflammation spontanée d'une libération d'hydrogène soudaine par le mécanisme de diffusion pourrait réduire la surpression d'une libération auto-enflammée comparé à l'inflammation retardée (le retard d'inflammation est minimisé dans ce cas). Il convient de noter que l'inflammation spontanée a été observée pendant une libération soudaine en cas d'éclatement du disque de rupture et le scénario de l'inflammation spontanée du jet par le mécanisme de diffusion, lorsque des clapets ont été utilisés pour démarrer la libération d'hydrogène à haute pression, n'est pas inclus [1].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

### 6.5.2 Effet du retard d'inflammation sur la surpression

L'effet du retard d'inflammation a été étudié pour le diamètre de buse de 6,4 mm et la localisation d'inflammation de 2 m à partir de la buse (ainsi que démontré sur le Tableau 3). On peut conclure que l'inflammation dans une région proche de la région de limite d'inflammabilité du nuage de jet (retard d'inflammation de 400 ms) entraîne une combustion relativement faible et donc une faible surpression. La surpression maximale de 19,4 kPa est observée pour le retard d'inflammation de 600 ms. Des surpressions maximales ont été observées lorsque le jet était enflammé à un moment qui coïncidait avec la zone de turbulence maximale dans la portion avant du jet, atteignant le point d'inflammation.

Tableau 4. Effet du retard d'inflammation sur la surpression maximale générée par une déflagration de jet [34].

Retard d'inflammation, ms	Surpression maximale, kPa
400	3.7
500	18.4
600	19.4
800	15.2
1000	11.7
1200	12.5
2000	9.5

### 6.5.3 Effet de la localisation de la source d'inflammation sur la surpression

Une buse unique d'un diamètre de 6,4 mm a été choisie avec une pression de libération fixe de 20,5 MPa et un retard d'inflammation fixe de 800 ms. La position d'inflammation variait de 2 m à 10 m. Les surpressions maximales ont été observées par le transducteur No.1 situé à 2,8 m de la buse et 1,5 de l'axe médian du jet (Tableau 5). La surpression de déflagration diminue considérablement avec l'augmentation de la position d'inflammation depuis la source de jet. Aucune inflammation du jet n'a été observée avec la localisation de la source d'inflammation à 10 m de la buse.

Tableau 5. Effet de la position de la source d'inflammation sur la surpression maximale générée par une déflagration de jet [34].

Position d'inflammation, m	Surpression maximale, kPa
3	5.0
4	2.1
5	2.1
6	Non enregistrable

8

Non enregistrable

10

Aucune inflammation

## 7. Feu de véhicules FC

Les véhicules à pile à combustible (VPC) sont l'une des principales applications des technologies FCH qui se développent rapidement. Semblable à une voiture électrique à batterie, une voiture à pile à combustible n'a pas de moteur à combustion interne. Les piles à combustible convertissent l'énergie stockée sous forme chimique directement en énergie électrique qui alimente les voitures. Plusieurs milliers de véhicules à pile à combustible ont été construits dans le monde, et de petites flottes de voitures à pile à combustible sont utilisées en particulier par des entreprises et des organismes publics, mais aussi par des particuliers. Il s'agit notamment de modèles de série commercialisés par Hyundai (iX35 à pile à combustible et NEXO) et Toyota Mirai I et II. Plus d'un millier de voitures circulent en Allemagne avec une centaine de stations de recharge en service. Par ailleurs, certaines voitures de pompiers sont déjà des véhicules à pile à combustible.

À titre d'exemple, selon les statistiques sur les incendies en Grande-Bretagne [43], 28 800 incendies de véhicules routiers ont été enregistrés au Royaume-Uni en 2011-2012. À titre de comparaison, les États-Unis ont enregistré 172 500 incendies de véhicules au cours de la même période. Différents types de véhicules ont été touchés : voitures, poids lourds, véhicules légers, véhicules de transport public, etc. La majorité (65 %) des incendies se sont produits dans des voitures, 10 % dans des camionnettes, 4 % dans des camions et 2 % dans des autobus ou des minibus [43]. Les causes d'incendie peuvent être accidentelles, délibérées ou inconnues. La majorité des incendies volontaires (43 %) impliquent des véhicules routiers : 13 900 incendies. Le nombre de décès dans les incendies de véhicules routiers en 2011-12 était de 37 [43]

Entre 2000 et 2006, 20 défaillances catastrophiques de réservoirs de GNC ont été documentées, dont 11 ont été attribuées à des incendies de véhicules [44]. Sur ces 11 incidents, les preuves suggèrent que la majorité des PRD n'ont pas réussi à se déclencher (en cas d'incendie localisé). "Les essais ont montré que tous les réservoirs de carburant (GNC et hydrogène), quelle que soit la pression de service, sont très sensibles à une dégradation rapide due à des incendies localisés" [44]. Cela signifie qu'une défaillance catastrophique ne peut être exclue de l'évaluation des risques [41].

Les dangers et les risques associés aux FCV doivent être prouvés et interprétés de manière professionnelle, avec une compréhension totale des conséquences par toutes les parties prenantes, depuis les concepteurs de systèmes FC jusqu'aux utilisateurs, en passant par les régulateurs. La première comparaison de la "gravité" d'une fuite et d'un allumage de carburant à l'hydrogène et à l'essence a été réalisée par Swain [45]. La figure 29 montre les instantanés d'un incendie de jet d'hydrogène et d'un incendie d'essence 3 s (à gauche) et 60 s (à droite) après le début de l'incendie d'une voiture. Il convient de noter que ces premières images ne reflètent PAS la conception plus récente des TPRD à angle et à diamètre réduit..

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie



Figure 29. Jet enflammé d'hydrogène et incendie d'essence : 3 s (gauche) et 60 s (droite) après le début d'un incendie de véhicule [45].

Le scénario avec une voiture fonctionnant à l'hydrogène présenté sur la [Figure 27](#) est rare. (Veuillez noter que dans les véhicules VPC, la libération d'hydrogène ne sera pas orientée verticalement vers le haut.) Il peut être réalisé lors d'une fausse activation autonome d'un dispositif de décompression (DD). En effet, une libération d'hydrogène à travers le DD depuis le stockage à bord serait dans la majorité des cas démarré par un incendie externe. Un scénario avec l'incendie externe change considérablement les dangers et les risques associés comparé à la situation illustrée sur la 29.



Figure 30. Test d'incendie de nappe d'essence d'un VPC : gauche – incendie d'essence juste avant le démarrage du DDT, droite – 1 seconde après le démarrage du DDT [46].

Les [Figures 30](#) et [31](#) présentent les résultats d'une étude sur l'incendie de véhicules à hydrogène réalisée au Japon [46]. Le VPC était équipé d'un dispositif de décompression thermique (DDT) avec un diamètre interne de tuyau d'évent de 4,2 mm. Dans un test représenté sur la [Figure 28](#) le réservoir d'hydrogène comprimé était installé exactement à la position du réservoir d'essence retiré. C'est pourquoi il était impossible d'installer un récipient de stockage plus grand et un petit réservoir de 36 L à une pression de 70 MPa a été utilisé. La propagation de l'incendie d'un véhicule essence au VPC a été étudiée pour examiner des scénarios de différents types de véhicules prenant feu lors d'une collision de voitures ou d'une catastrophe naturelle comme un tremblement de terre. L'expérience a révélé que lorsque le DDT ou le réservoir de stockage du

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

VPC était activé par un incendie d'essence, une boule de feu de plus de 10 m de diamètre se formait (Figure 30, droite).

Dans un autre test de Tamura et al. [46], deux véhicules ont été stationnés à environ 0,85 m l'un de l'autre et la propagation de l'incendie depuis le VPC au véhicule à essence a été étudiée. La Figure 31 montre deux véhicules après le démarrage du DDT dans le VPC. On peut conclure qu'une auto-évacuation du véhicule ou un sauvetage par les Premiers Secours avec une telle conception du système de libération d'hydrogène est impossible et les constructeurs de véhicules doivent encore répondre à ce problème de sécurité des clients.



Figure 31. Le VHPC avec DDT démarré (à gauche) et le véhicule essence (à droite) [46].

Dans les conditions de test, la cause de la propagation de l'incendie du VPC au véhicule à essence adjacent est la propagation de la flamme depuis la garniture intérieure et extérieure du VPC, mais non de la flamme d'hydrogène du DDT (il est intéressant de noter que le petit réservoir de stockage de seulement 36 litres avec un temps de libération d'hydrogène plus court a été utilisé dans l'étude de Tamura et al. [46] au lieu d'un réservoir plus grand qui est nécessaire pour offrir une autonomie compétitive). Les auteurs ont conclu que dans les navires de transport de véhicules et d'autres situations semblables avec des VPC stationnés à proximité les uns des autres, les résultats de test indiquent les possibilités qu'un incendie dans un VPC active son DDT et génère ainsi des flammes d'hydrogène qui pourraient ensuite entraîner l'activation du DDT sous le plancher des VPC adjacents.

Pour minimiser les dommages provoqués par les incendies de VPC, les auteurs de [46] ont suggéré qu'il était important de détecter précocement l'incendie et de l'éteindre avant l'activation du DDT. On sait que l'incendie d'hydrogène est difficile, voire impossible à éteindre dans de nombreuses situations pratiques. Espérons que les constructeurs de voitures développeront des solutions techniques de sécurité appropriées, notamment une réduction de la longueur de flamme d'un véhicule à hydrogène lors d'un accident, excluant ainsi le possible effet « domino » dans le développement de l'accident et aidant les premiers secours à contrôler de tels incendies et à mener à bien leurs opérations de sauvetage. Les expériences réalisées par

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Tamura et al. ont clairement démontré que les conséquences d'un incendie sur un VPC pouvaient être très « difficiles », à la fois en termes de pertes de vie, de sécurité et de biens [46].

Ainsi que mentionné précédemment, l'hydrogène gazeux comprimé est actuellement la technologie principale pour le stockage d'hydrogène à bord. La pression pour un stockage à bord varie de 35 à 70 MPa. Des réservoirs de type III (avec revêtement en aluminium) et des réservoirs de type IV (avec revêtement polymère) sont normalement utilisés. Malheureusement, la résistance au feu de ces réservoirs est faible. Par exemple, Stephenson [47] a indiqué un temps jusqu'à la défaillance catastrophique dans la plage de 3,5 à 6,5 minutes. La « solution » actuelle pour empêcher la défaillance catastrophique de ces réservoirs dans des conditions d'incendie consiste à libérer l'hydrogène rapidement, à travers un DDT ayant un orifice d'un diamètre comparativement grand (jusqu'à environ 5 mm) avant la défaillance. Toutefois, cette « solution » est inacceptable, même dans l'atmosphère, en raison des longues flammes, empêchant des opérations d'évacuation et de sauvetage sûres (Figure 32). De plus, elle crée un grave problème de sécurité pour la vie et la protection des biens lorsque le VPC est situé dans un espace sous-dimensionné tel qu'un garage, un tunnel ou un parking [21].



Figure 32. Flamme-jet d'hydrogène issue d'un DD d'un VPC orientée vers le haut [48]. (NOTE current TPRDs tend to be angled)

L'incendie, représenté sur la Figure 32, a démarré sur un cendrier du tableau de bord [48]. Le DD était orienté vers le haut et activé 14 min 36 s après le début de l'incendie (scénario vers le haut). Le VPC testé était équipé de deux cylindres d'une capacité de 34 L à 35 MPa chacun et d'un diamètre de DD de 5 mm (pour permettre une purge de l'hydrogène en 5 min avant la rupture catastrophique).

Le scénario avec une libération d'hydrogène vers le bas depuis un DD est représenté sur la Figure 33. Le DD a été activé, dans ce cas, 16 min 16 s après le départ de l'incendie [48].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie



Figure 33. Flamme-jet d'hydrogène issue d'un DD d'un VPC orienté vers le bas (gauche - vue de dos du véhicule ; droite - vue latérale du véhicule [48].

Les Figures 32 et 33 démontrent que la conception actuelle du DDT en cas de libération et de jet enflammé d'hydrogène ne permet pas une auto-évacuation du conducteur du véhicule et des passagers, empêche l'intervention des personnels de secours et crée des dangers pour le public. La libération d'hydrogène par un DDT peut être considérée comme un scénario d'accident classique. Lorsque la température atteint plus de 110 °C, le DDT s'active et l'hydrogène est libéré. Les DDT sont généralement situés sur les réservoirs de stockage, sous les VPC. La libération est orientée verticalement vers le bas et la flamme d'hydrogène heurtera le sol. Une libération enflammée issue d'un DDT se produira très vraisemblablement en cas d'incendie de véhicule, que celui-ci soit stationné ou en mouvement sur une route. Les dangers associés à ce scénario dépendent du temps d'inflammation. En cas d'inflammation immédiate, la flamme-jet d'hydrogène heurtant le sol (sous le véhicule) s'étalera vers l'extérieur et créera un environnement d'incendie à haute température, ce qui est dangereux pour les personnes et les biens. Sans inflammation immédiate, l'hydrogène libéré formera un nuage inflammable qui pourra entraîner une inflammation retardée.

Dans les études réalisées à l'Ulster University, les distances de séparation déterministes pour les libérations enflammées dans l'atmosphère sont évaluées [49]. Pour les libérations enflammées, trois limites de température ont été adoptées comme critères de danger pour différentes cibles vulnérables. Pour le grand public, une température de 70 °C a été adoptée comme un critère d'acceptation pour l'absence de danger. Pour les personnels de secours sans vêtements de protection thermique, il a été supposé qu'une température de 115 °C représentait la limite de la douleur. Pour les personnels de secours portant des vêtements de protection thermique, il a été supposé de manière prudente qu'ils ne devraient pas travailler dans un environnement où la température serait supérieure à 260 °C, car la tenue de feu est conçue pour ne pas s'enflammer, fondre, couler ou se séparer lors d'une exposition à de telles températures pendant cinq minutes [50].

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

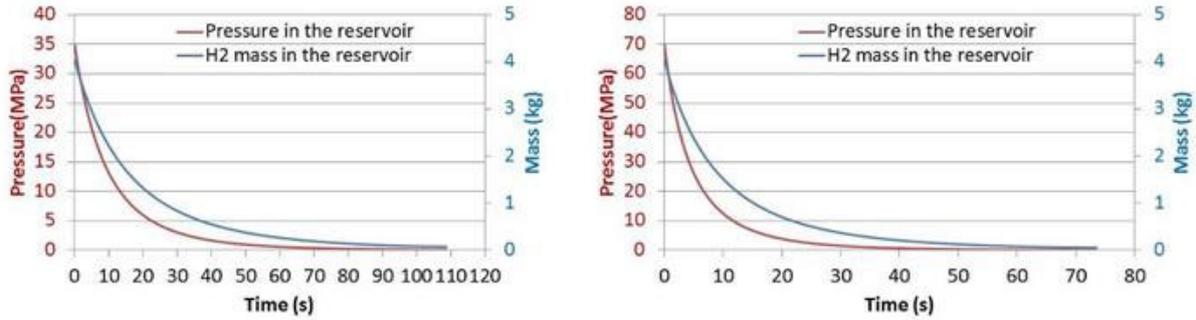


Figure 34. Dynamique de pression et de masse dans un réservoir de stockage d'hydrogène pendant une purge à travers un orifice de DDT de 4,2 mm : réservoir de 171 L, pression initiale de 35 MPa (gauche) et réservoir de 101 L, pression initiale de 70 MPa (droite) [49].

En conditions réelles, une libération d'hydrogène d'un réservoir à haute pression n'est pas stable, mais un processus de purge, avec une pression diminuant dans le réservoir jusqu'à ce qu'il soit vide. Le modèle de buse théorique mentionné plus haut peut être appliqué pour simuler la dynamique de pression dans le réservoir de stockage d'hydrogène pendant une libération de jet sous-dimensionné. La Figure 34 montre la dynamique de pression et de masse pendant la purge de deux réservoirs de stockage d'hydrogène : 171 L en volume, 35 MPa en pression de stockage (Figure 34 gauche), et 101 L, 70 MPa de pression de stockage (Figure 34 droite). Les deux réservoirs contiennent au départ la même quantité d'hydrogène de 4,05 kg et présentent le même diamètre d'orifice de DDT de 4,2 mm. Ainsi qu'il ressort de la Figure 32 le temps de purge total, même pour une pression de stockage de 35 MPa, est inférieur à 110 s et le passage d'un jet sous-dimensionné à un jet « dilaté » survient à 85 s. Pour la libération du réservoir à 70 MPa, le temps de purge total est inférieur à 75 s, le passage d'un jet sous-dimensionné à un jet « dilaté » survenant à environ 58 s [49].

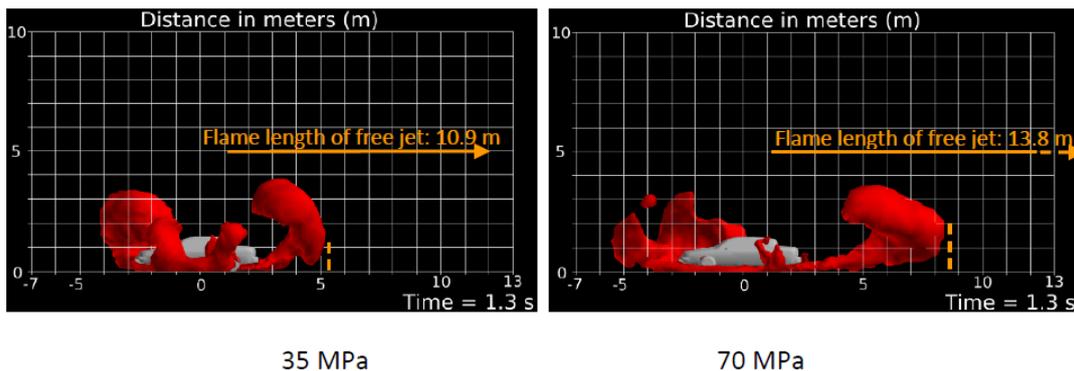


Figure 35. Vue latérale du plus grand panache d'hydrogène (surface iso de température  $T = 1300\text{ °C}$ ) [49].

La Figure 35 montre une capture d'écran du plus grand panache résultant d'une libération d'hydrogène par un DDT ayant un orifice de 4,2 mm installé sous un véhicule et dirigée vers le bas. Le panache a été obtenu dans des simulations CFD et visualisé en utilisant la surface iso de température  $T = 1300\text{ °C}$ . La localisation de la pointe de la flamme la plus longue est

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

d'environ 5,2 m et 8,4 pour les libérations d'un stockage aux pressions de 35 MPa et 70 MPa respectivement. La longueur de flamme pour la libération de 70 MPa augmente de plus de 60 % par rapport à celle de la libération de 35 MPa. Pour les deux cas, le plus grand panache à proximité du sol survient à environ 1,3 s après l'ouverture du DDT. Après cela, la flamme va diminuer, ainsi que les distances de séparation. La [Figure 35](#) montre également la propagation de la plus longue flamme pour des jets enflammés libre non réduits calculée à l'aide de la corrélation analytique (6) (également représentée sur la [Figure 12](#)). Une libération réaliste depuis un DDT sous un véhicule entraîne une réduction significative du panache, plus de 50 % et près de 40 % pour les libérations d'un stockage à une pression de 35 MPa et 70 MPa respectivement [49].

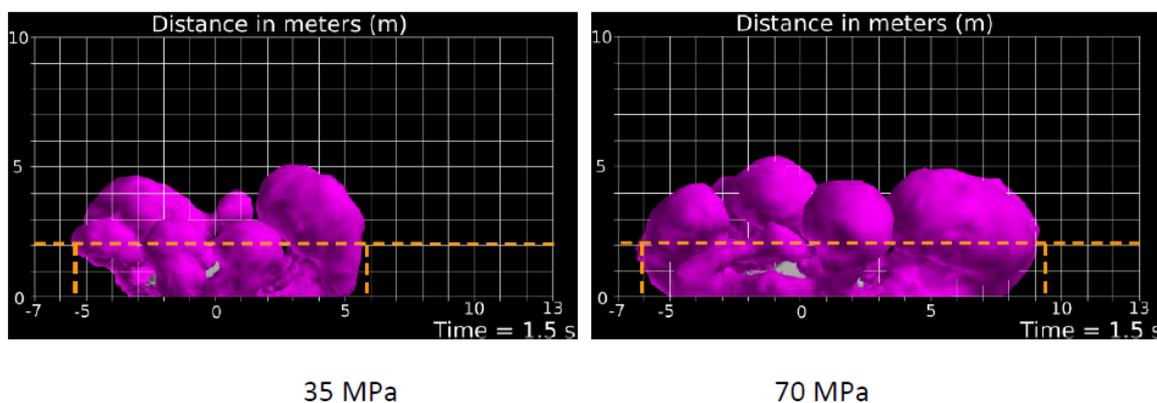


Figure 36. Vue latérale du plus grand panache pour une opération sûre des personnels de secours en vêtements de protection (surface iso de température  $T = 260\text{ °C}$  seuil à 2 m de hauteur [49].

La [Figure 36](#) montre une surface iso de température  $T = 260\text{ °C}$  correspondant au seuil de sécurité pour l'opération des personnels de secours portant des vêtements de protection thermique. La distance de sécurité la plus longue est d'environ 5,8 m et de 9,2 m pour les libérations depuis des stockages à une pression de 35 MPa et 70 MPa respectivement. La distance de sécurité pour la libération de 70 MPa augmente de plus de 58 % par rapport à celle de la libération de 35 MPa. Pour les deux cas, le plus grand panache à 260 °C à proximité du sol survient à environ 1,5 s après l'ouverture du DDT. Après cela, le panache va diminuer, ainsi que les distances de séparation [49].

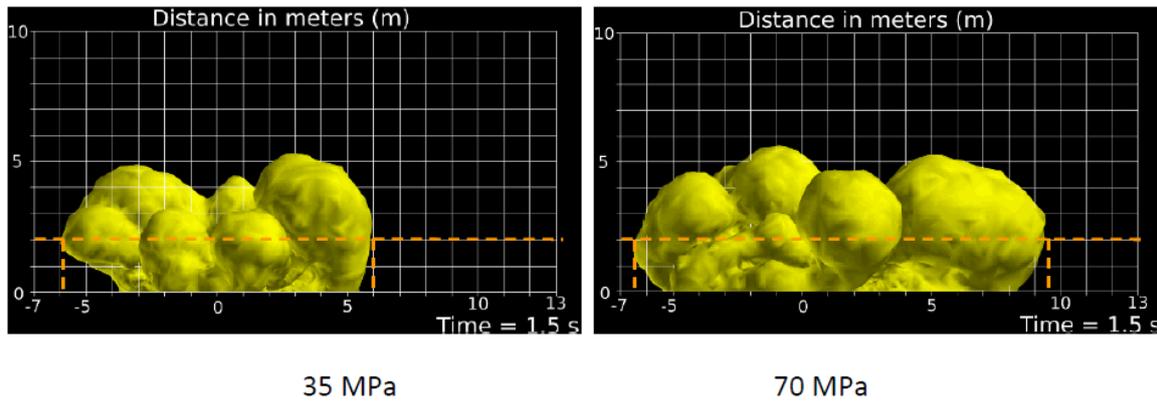


Figure 37. Vue latérale du plus grand panache pour une opération sûre des personnels de secours sans vêtements de protection (surface iso de température  $T = 115\text{ °C}$ ) seuil à 2 m de hauteur [49].

La surface iso de température  $T = 115\text{ °C}$  correspondant au seuil pour l'opération des personnels de secours sans vêtements de protection est représentée sur la Figure 37. La distance de sécurité la plus longue dans ce cas est d'environ 6 m et de 9,4 m pour les libérations depuis des réservoirs de stockage à une pression de 35 MPa et 70 MPa respectivement. La distance de sécurité pour la libération de 70 MPa augmente de près de 57 % par rapport à celle de la libération de 35 MPa. Pour les deux cas, le plus grand panache correspondant à la température  $T = 115\text{ °C}$  à proximité du sol survient à environ 1,5 s après l'ouverture du DDT. Après cela, le panache va diminuer, ainsi que les distances de séparation [49].

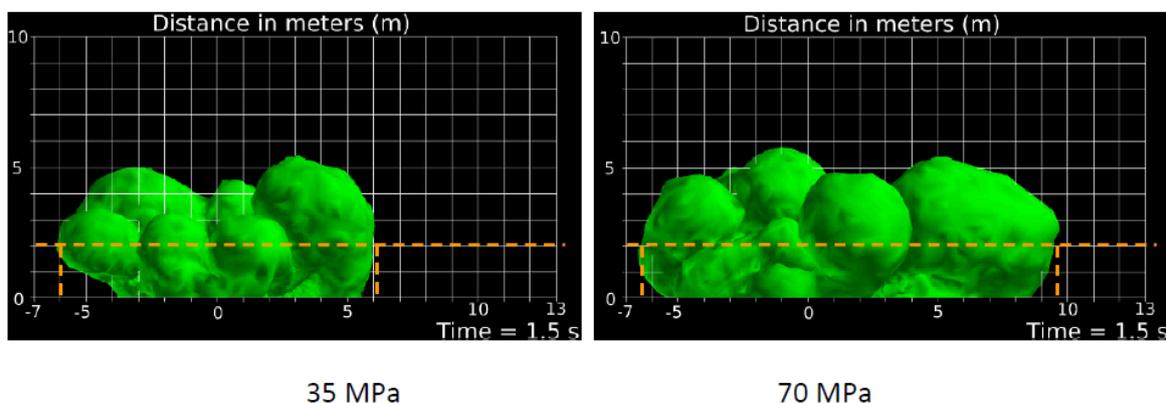


Figure 38. Vue latérale du plus grand panache pour la sécurité du public (surface iso de température  $T = 70\text{ °C}$ ), seuil à 2 m de hauteur [49].

On peut observer sur la Figure 38 que pour le grand public, la distance de séparation la plus longue est d'environ 6 m et 9,5 m, pour les libérations à 35 MPa et 70 MPa, respectivement. La distance de séparation pour la libération à 70 MPa augmente de plus de 58 % par rapport à celle de la libération à 35 MPa. Pour les deux cas, le plus grand panache à  $70\text{ °C}$  à proximité du sol survient à environ 1,5 seconde après l'ouverture du DDT. Après cela, le panache va diminuer, ainsi que les distances de sécurité.

## 8. Détection, atténuation et extinction des feux d'hydrogène

### 8.1 Détection des feux d'hydrogène

Le système de détection d'incendie est classiquement conçu pour fournir une alerte audible/visuelle et/ou activer un système de lutte contre l'incendie. Il existe diverses approches de détection d'un incendie, fondés sur les éléments suivants :

- Détection de chaleur,
- Ampoules cassantes,
- Bouchons fusibles,
- Détecteurs de chaleur à compensation,
- Détection de chaleur linéaire (câbles traversant des zones à risque d'incendie),
- Détection de fumée par ionisation
- Détection de fumée optique (opacité/visibilité directe)
- Détection des produits gazeux de combustion, par exemple de CO, de composés organiques volatils,
- Détection de flamme optique (IR et UV et IR-UV combinés),
- Détection de fumée à haute vitesse et haute sensibilité,
- Systèmes de TCF [21].

Comme indiqué précédemment, l'hydrogène brûle avec une flamme bleu pâle (dans les environnements propres) et n'émet ni de lumière visible durant le jour (le rayonnement solaire peut surpasser la lumière de la flamme d'hydrogène), ni de fumée sauf si, par ex., du sodium est ajouté ou que des particules de poussière sont entraînées et brûlées avec le mélange combustible. Comparé à la combustion d'hydrocarbures, les flammes d'hydrogène dégagent sensiblement moins de chaleur et la perception physique humaine de cette chaleur n'intervient donc pas avant un contact direct avec la flamme. Par conséquent, l'incendie d'hydrogène peut ne pas être détecté et se propager malgré toute surveillance humaine directe dans les zones où l'hydrogène peut fuir, se déverser ou s'accumuler, formant des mélanges potentiellement combustibles. Des détecteurs d'incendie d'hydrogène peuvent aider à prendre des mesures immédiates dans ces situations. Les détecteurs d'incendie d'hydrogène peuvent être soit fixes pour une surveillance continue des opérations à distance ou portables pour des opérations de terrain.

Certains types de détecteurs d'hydrogène très courants sont présentés dans le [Tableau 5](#) et décrits en détail dans les sections suivantes.

Tableau 6. Types de détecteurs d'incendie adaptés aux flammes d'hydrogène.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Type	Avantages	Inconvénients
UV/IR	Vitesse modérée Sensibilité modérée Faible taux de fausse alerte Non aveuglé par les évacuations de CO <sub>2</sub> des protections contre l'incendie Auto-test automatique	Fausses alertes possibles en cas de combinaison de sources IR et UV Aveuglé par la fumée épaisse et les vapeurs Prix
Triple IR	Très haute sensibilité Très grande vitesse	Prix
Imagerie IR/vis	Images de la flamme Utilisé par la NASA	Prix

Pour une utilisation fiable et efficace, un détecteur d'incendie d'hydrogène doit remplir les critères suivants :

- détecter toutes les vraies alertes ;
- éviter les fausses alertes ;
- être précis et détecter les signaux d'incendie d'hydrogène parmi différents signaux qui deviennent encore plus nombreux lorsque la sensibilité du détecteur est accrue ;
- produire un temps de réponse limité, en particulier s'il déclenche une mesure de sécurité.

Les incendies d'hydrogène ont tendance à émettre un rayonnement sur une large plage de longueurs d'onde et ne se caractérisent pas par des pics extrêmes pour des fréquences particulières. Les détecteurs d'incendie d'hydrogène peuvent également reposer sur la détection de la lumière UV et IR. Au-delà du rayonnement lui-même, les flammes d'hydrogène peuvent être visibles indirectement par leurs importants effets et turbulences de chaleur, dits « ondes de chaleur » de l'atmosphère environnante. Les détecteurs de flammes optiques détectent un rayonnement spectral spécifique émis pendant le processus de combustion par les différentes espèces chimiques (ions, radicaux, molécules) qui sont des produits de combustion intermédiaires ou finaux. Les espèces chimiques émettent un rayonnement à des longueurs d'onde caractéristiques de l'espèce particulière.

Le radical hydroxyle (OH) et l'eau (H<sub>2</sub>O) sont les principales espèces chimiques émettrices dans le processus de combustion de l'hydrogène. Ces espèces émettent un rayonnement à des bandes spectrales spécifiques, en fonction de leur structure électronique et de l'énergie classique (translation, vibration, rotation) du processus.

- OH (étant un radical intermédiaire actif avec un électron libre disponible) émet fortement dans la bande spectrale UV aux pics de 0,306 et 0,282  $\mu\text{m}$  et aux pics d'émission plus faibles supplémentaires de 0,180 - 0,240  $\mu\text{m}$ . Il émet également une énergie infrarouge

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

dans la bande du proche IR (vibration et rotation de la molécule) avec plusieurs pics dans la bande spectrale de 1 à 3  $\mu\text{m}$ .

- $\text{H}_2\text{O}$  émet principalement dans la bande du proche IR (vibration et rotation) avec d'importants pics à 2,7 ; 1,9 et 1,4  $\mu\text{m}$ , en allant de l'intensité la plus élevée à la plus faible.

Ces techniques de détection supposent qu'aucun bouclier perturbateur ne soit placé entre la flamme et le détecteur d'UV/IR. Bien que des techniques optiques soient disponibles pour détecter ces différentes longueurs d'onde, le principal défi consiste à distinguer les signaux émis par la flamme d'hydrogène d'autres sources potentielles qui émettent des signaux semblables en fréquence et en intensité.

### 8.1.1 Détecteurs à UV

Les systèmes UV sont privilégiés par rapport aux IR, car ils sont extrêmement sensibles. De plus, la probabilité de rencontrer un signal perturbateur est plus faible, dans la mesure où les détecteurs à UV sont protégés de la lumière du soleil. Leurs inconvénients sont le coût et leur efficacité réduite avec les flammes d'hydrogène liquide, car le brouillard bloque les rayons UV. La même remarque s'applique dans tous les cas où du brouillard est présent. De fausses alertes peuvent être déclenchées par des sources UV aléatoires, telles que la foudre ou la soudure à l'arc. La capacité du détecteur à distinguer le rayonnement UV induit par la lumière du soleil des flammes d'hydrogène est le principal défi pour éviter les fausses alertes. Différentes techniques peuvent être appliquées :

- L'utilisation d'un filtre pour couper toute longueur d'onde supérieure à 0,29  $\mu\text{m}$  pour conserver les longueurs d'onde imputables uniquement à un accident lié à un incendie d'hydrogène. En effet, même un jour de soleil, l'atmosphère filtre les longueurs d'onde des rayons du soleil en deçà du seuil proposé de 0,29  $\mu\text{m}$ . Un inconvénient de cette solution est qu'elle coupe près des 2/3 de la bande UV et diminue donc la précision du détecteur.
- L'utilisation de deux cellules concomitantes regardant la même zone. L'une des cellules analyse principalement le spectre visible où le signal de la lumière solaire prédomine comparé au signal émis par la flamme d'hydrogène, tandis que l'autre se concentre sur la bande UV. Le signal UV de la cellule UV n'est pris en compte que s'il diverge du signal de la cellule concomitante.
- Le comportement de vacillement d'une flamme peut également être pris en compte. Dans ce cas, la partie modulée du signal UV serait examinée. Cette technique peut ne pas être compatible avec un besoin de réponse rapide.
- Enfin, si on sait que les signaux parasites sont mineurs, on peut supposer un signal positif lorsqu'un seuil donné est atteint.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

### 8.1.2 Détecteurs IR

Il a été mentionné comment le brouillard pouvait gêner la transmission des UV à la cellule du capteur. Les détecteurs IR ne sont pas sensibles à ces problèmes. En outre, les flammes d'hydrogène émettent un IR significatif pour pouvoir les utiliser pour la détection de flammes d'hydrogène. Le principal défi reste, comme précédemment, de distinguer l'IR lié à l'incendie d'hydrogène de celui du soleil, de toute source de lumière ou de matières chaudes. Les sources d'IR alimentées avec d'autres courants électriques peuvent être filtrées en raison de leur propre signal modulé à 100 Hz. Cependant, ni les corps chauds, ni la lumière solaire ne présentent un signal modulé qui peut être détecté et filtré.

La solution consiste à se concentrer sur la longueur d'onde de 1,7  $\mu\text{m}$  qui correspond à un pic d'émission de vapeur.

### 8.1.3 Détecteurs thermiques

Les détecteurs thermiques, par ex. des capteurs de température, détectent la chaleur de la flamme. Les détecteurs thermiques fonctionnent comme des dispositifs de vitesse d'augmentation de température ou de surchauffe pour détecter la chaleur radiative, convective ou par conduction. Ces détecteurs de différents types fiables représentent des moyens adaptés de détection de l'incendie d'hydrogène, dans la mesure où ils sont situés très près lorsque l'incendie se déclare. De tels détecteurs doivent être situés très proches ou sur le site d'un incendie et ne sont pas spécifiques des flammes d'hydrogène.

### 8.1.4 Système d'imagerie

Les systèmes d'imagerie sont principalement disponibles dans la région de l'IR thermique et ne fournissent pas une surveillance continue avec capacité d'alerte. Un opérateur formé est requis pour interpréter si l'image visualisée est une flamme. Les systèmes d'imagerie UV nécessitent une optique spéciale et sont très onéreux.

Les autres types de détecteur d'incendie courants comme ceux dotés de cellules ionisantes ne sont pas adaptés pour détecter les incendies d'hydrogène.

## 8.2 Atténuation des feux d'hydrogène

### 8.2.1 Contrôle de la direction d'évacuation du jet

La direction du jet d'hydrogène doit être orientée de façon à ne pas atteindre les personnes ou les équipements. Par exemple, les brides (c'est-à-dire les composants où les fuites d'hydrogène risquent de se produire) doivent être placées et dirigées de façon qu'une possible fuite ne provoque aucun effet domino.

### 8.2.2 Blindages ou barrières

L'idée principale ici est de réduire la vitesse de transfert thermique aux cibles potentielles à proximité d'un jet enflammé d'hydrogène. L'effet des barrières et des murs a été examiné précédemment dans cette conférence. Les dispositifs d'arrêt de flamme sont spécifiquement

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

conçus pour réduire le flux thermique radiatif incident en empêchant la flamme directe d'entrer en contact avec les équipements, les structures et l'environnement. Le choix des matériaux, de l'épaisseur, de la pression et des effets thermiques pour les dispositifs d'arrêt de flamme est très important.

### 8.2.3 Réduction de la longueur de flamme

Les approches pour réduire la longueur de flamme sont les suivantes :

- Minimiser le diamètre des tuyaux. Il est clair d'après l'analyse des jets enflammés que la longueur de flamme et l'étendue du jet dépendent du diamètre de fuite. Si les diamètres de fuite ne peuvent en pratique pas être réduits, il faut alors envisager l'inclusion de restricteurs (voir ci-dessous).
- Minimiser la pression, c'est-à-dire si un système fonctionne bien à 0,2 bar, fournir alors l'hydrogène à la valeur minimale.
- Minimiser le stock d'hydrogène dans le système.
- Des murs barrières peuvent être utilisés en tant que mesure d'atténuation.
- Éviter de placer un stockage/DD/emplacement de fuite potentiel à proximité du plancher ou d'un mur, car cela peut conduire à la fixation d'un jet et à l'augmentation d'un jet inflammable ou d'un jet enflammé.

#### Utilisation de restricteurs d'écoulement :

Pour réduire la longueur de flamme et donc la distance de sécurité en cas de fuite d'hydrogène enflammé imprévue (incendie), l'utilisation de restricteurs d'écoulement dans les conduites d'alimentation en hydrogène est nécessaire. La pression de la conduite d'alimentation, le diamètre d'un tuyau et de l'orifice des restricteurs devraient, par nature, limiter le débit massique de l'hydrogène à un niveau technologique qui est nécessaire pour que le système à hydrogène fonctionne. Minimiser le diamètre du tuyau réduirait la longueur de flamme pour une rupture potentielle totale de la canalisation en tout point du stockage à haute pression.

Un restricteur d'écoulement est couramment situé juste en aval du stockage haute pression dans la canalisation [51]. Le [Tableau 7](#) montre l'effet du restricteur sur la longueur de flamme depuis le tuyau en supposant que le restricteur se trouve à une certaine distance de la sortie (rupture totale) du tuyau rompu. La flamme serait encore plus courte si le tuyau cassait juste après le restricteur (dans ce cas, la réduction de la longueur de flamme est proportionnelle à la réduction du diamètre, c'est-à-dire au rapport du diamètre du tuyau et du restricteur).

La règle générale appliquée au choix du restricteur d'écoulement se présente comme suit :

$$\frac{L_F^{no\ restriction}}{L_F^{restrictor}} = \left( \frac{D_F^{no\ restriction}}{D_F^{restrictor}} \right)^{2/3} \quad (17)$$

Table 7. Effet d'un restricteur d'écoulement sur la longueur de flamme [51].

Storage pressure (bar)	Diameter (mm)	Restrictor diameter (mm)	Mass flow rate (kg/s)	Lf (m)
200	5	none	0.2282599	7.2398781
200	5	1	0.0091304	2.3694419
250	25	none	7.0009354	41.511453
250	25	1	0.0112015	4.4462877
350	5	none	0.3780851	8.6254101
350	5	1	0.0151234	2.822894
350	5	2	0.0604936	4.5667726
450	8	none	1.2018387	15.166747
450	8	1	0.0187787	3.5821849
450	10	none	1.877873	19.132678
450	10	1	0.0187787	3.8705775
450	10	2	0.0751149	6.2616759
450	15	none	4.2252142	29.180099
450	15	1	0.0187787	4.4553255
700	10	none	2.6929877	21.682279
700	10	1	0.0269299	4.3863665
700	10	2	0.1077195	7.0961002
700	25	none	16.831172	56.280825
700	25	1	0.0269299	6.0282339

### Thermal activated pressure relief devices (TPRDs):

Une nouvelle génération de DD ou de soupapes de sécurité peut également représenter une mesure très efficace pour réduire la longueur de flamme. Des travaux sont en cours de réalisation à l'Ulster University pour améliorer la conception actuelle des DD en tant que dispositif d'atténuation. Des DD innovants diminueront significativement la longueur de flamme des jets enflammés d'hydrogène des 10 m actuels et plus à environ 1 à 2 m.

Récemment, Yamazaki and Tamura [52] ont élaboré une méthode simple de vérification de l'activation des DDT sur les sites d'accident après incendie. La technique de vérification se fonde sur la mesure de la concentration en hydrogène à l'orifice de libération du gaz du DDT à l'aide d'un densitomètre à hydrogène. Il a été découvert qu'avec un densitomètre à hydrogène à carbonisation par contacts, les concentrations en hydrogène dépassant 3000 ppm pouvaient être mesurées en continu pendant environ un mois pour les réservoirs de Type III et pendant environ 24 heures pour les cylindres de Type IV, même dans les conditions de test hostiles d'un accident de destruction par le feu d'un véhicule [52].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

### 8.2.4 Retour de flamme et stop flamme

Un dispositif antiretour de flamme est un dispositif de sécurité qui coupe l'écoulement de gaz en cas de retour de flamme. Le retour de flamme est la combustion d'un mélange de flamme qui peut se produire dans un système de gestion des gaz. Celle-ci peut revenir en arrière dans la conduite du système de gestion des gaz jusqu'à la source de gaz si la conduite ne dispose pas d'un dispositif antiretour de flamme. Un dispositif antiretour de flamme coupe l'écoulement de gaz et éteint la flamme avant qu'elle puisse atteindre la source de gaz. Les arrête-flammes sont des dispositifs de sécurité qui permettent un écoulement de gaz combustibles tout en empêchant l'inflammation. L'arrête-flammes empêche la flamme de passer à une zone différente d'un dispositif en refroidissant ou en étouffant un front de flamme ou en amortissant une onde de combustion. Il est conçu pour absorber et dissiper la chaleur d'une flamme pour des conditions de fonctionnement et d'écoulement spécifiques.

Un arrête-flammes, ou coupe-flamme, est un dispositif utilisé pour empêcher le passage d'une flamme le long d'une conduite ou d'un tuyau. Un arrête-flammes est en général un ensemble de passages étroits à travers lesquels du gaz ou de la vapeur peut s'écouler, mais qui sont trop petits pour permettre le passage de la flamme. On distingue généralement les arrête-flammes en bout de ligne ou en ligne [8].

Il existe trois types d'arrête-flammes [8] :

- Type 1 – arrête-flammes avec de multiples petits canaux (tôle plane, ruban serti, toile métallique, plaque perforée, bloc perforé, métal fritté, plaque parallèle, paquet de fils, lit fixe) ;
- Type 2 – dispositifs hydrauliques ;
- Type 3 – dispositifs d'arrêt de flamme selon la vitesse.

Le fonctionnement des arrête-flammes de type 1 se rapporte en général au mécanisme d'étouffement et de perte de chaleur. Les propriétés souhaitables d'un arrête-flammes sont une importante section transversale libre disponible pour l'écoulement, une faible résistance à l'écoulement et une absence d'obstruction ; une grande capacité à absorber la chaleur de la flamme et la capacité à supporter les chocs mécaniques, y compris l'explosion. La conception de l'arrête-flammes dépend des propriétés de combustion du mélange inflammable et de la fonction et de la localisation de l'arrête-flammes [8].

La taille de l'ouverture à travers l'arrête-flammes est déterminée par la distance d'étouffement du mélange inflammable. Le diamètre de l'ouverture d'un arrête-flammes devrait être inférieur au diamètre d'étouffement d'au moins 50 %. La performance d'un arrête-flammes est affectée par la température. La distance d'étouffement augmente avec l'augmentation de la température. Elle est approximativement inversement proportionnelle à la racine carrée de la température absolue. Les arrête-flammes à joint hydraulique ou liquide contiennent un liquide, en général

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

de l'eau, qui sert à diviser le courant gazeux en bulles et donc à empêcher le passage de la flamme [8].

Les dispositifs d'arrêt de flamme selon la vitesse sont des arrête-flammes utilisés dans les applications d'extrémité de ligne. Leur fonction est d'empêcher une flamme de passer du côté aval au côté amont. Le principe de leur fonctionnement est de garantir que la vitesse du gaz d'amont passant à travers l'arrête-flammes soit suffisamment élevée pour empêcher une flamme de se propager à travers l'arrête-flammes depuis le côté aval [8].

### 8.2.5 Utilisation d'une isolation thermique

L'objectif fondamental de l'isolation thermique est de réduire la vitesse de transfert thermique aux cibles potentielles, par ex. les réservoirs d'hydrogène, à proximité d'un jet enflammé d'hydrogène. L'isolation thermique est obtenue en entourant l'équipement de matériaux qui ont de préférence les principales caractéristiques suivantes :

- Conductivité thermique relativement faible,
- Absence de combustibilité et la propriété supplémentaire de ne pas générer de fumée ou de gaz toxiques lorsqu'ils sont soumis à des températures élevées,
- Fiabilité du produit offrant la garantie absolue de caractéristiques de protection uniformes et constantes,
- Disponibilité sous une forme permettant une application efficace et uniforme,
- Résistance d'adhésion et durabilité suffisantes,
- Résistance aux intempéries ou à l'érosion du fait des conditions atmosphériques.

Des revêtements de protection incendie (matériaux intumescents) fournissant une isolation thermique peuvent par partie de la stratégie de protection incendie des récipients d'hydrogène gazeux comprimé [21].

## 8.3 Extinction des feux hydrogen

Les recommandations de l'US National Hydrogen and Fuel Cell Emergency Response Training, 2014 sont présentées ci-dessous.

Les personnels de secours doivent :

- écouter pour détecter l'évacuation de gaz et détecter visuellement les ondes thermiques qui signaleraient des flammes d'hydrogène ;
- si un seul véhicule PC est impliqué, s'approcher sous un angle de 45° selon les procédures standard et depuis une position en aval et au vent ;
- en cas de présence d'un incendie d'hydrogène :
  - laisser brûler totalement la réserve d'hydrogène si cela n'est pas dangereux et protéger les zones adjacentes ; puis s'approcher et éteindre ;

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

- si un incendie d'hydrocarbures est également présent, attaquer l'incendie avec un jet d'eau droit depuis un point éloigné, mais éviter de diriger le jet d'eau dans la conduite d'aération du dispositif de décompression du réservoir d'hydrogène. Contrôler la propagation de l'incendie et refroidir les zones exposées ;
- si possible, diriger l'évacuation de l'hydrogène qui ne brûle pas loin des sources d'inflammation et le dissiper au besoin avec des jets de lance à brouillard ;
- pulvériser de la mousse sur les fuites d'essence ou de gazole proches du véhicule FC [53].

## 9. Calcul de la longueur de flamme d'un jet enflammé sous-dimensionné

Les dangers thermiques d'un jet enflammé d'hydrogène sous-dimensionné libéré depuis un système de stockage sous pression endommagé ou une ouverture de DDT ont été étudiés de manière chiffrée par Cirrone et al. [54] à la Ulster University. Les résultats de simulation ont été comparés à la longueur de flamme et au flux thermique radiatif mesurés pour l'expérience de jet enflammé horizontal menée chez INERIS en France. Le modèle est basé sur les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et des espèces du modèle Navier-Stokes moyenné par Reynolds (RANS). Le modèle k- $\epsilon$  réalisable a été utilisé pour la modélisation de la turbulence en raison de sa meilleure capacité de prédiction du taux de propagation des jets axisymétriques [55].

La libération depuis le stockage d'hydrogène à haute pression (930 bar) entraîne un jet sous-dimensionné. La zone où l'écoulement se détend jusqu'à la pression ambiante se caractérise par la présence d'ondes de choc et de vitesses supersoniques, empêchant d'utiliser des codes incompressibles et nécessitant des grilles numériques extrêmement affinées. Par conséquent, la source de libération a été modélisée par l'approche de la buse théorique de l'Ulster [1]. Le modèle se fonde sur des équations de conservation de la masse et de l'énergie, tient compte du comportement non-idéal de l'hydrogène à une pression extrêmement élevée à travers l'équation d'état d'Abel-Noble et décrit le processus de détente comme isentropique. L'écoulement se caractérise par une vitesse du son et une pression ambiante uniformes au niveau de la buse théorique, simplifiant significativement le problème en permettant d'éviter la simulation des structures des ondes de choc et en considérant l'écoulement de jet à la buse théorique comme entièrement « dilaté ». Une description complète de l'approche et des équations utilisées est disponible dans les Références [1].

La Figure 37 montre le détail du renforcement et des emplacements de cinq capteurs mesurant le flux thermique radiatif depuis la flamme. Les radiomètres ont été placés sur une ligne formant un angle de 45° avec l'axe du jet. La longueur de flamme a été mesurée au moyen d'une caméra vidéo positionnée à une distance de 5 m de la flamme. La température et la pression du réservoir ont été enregistrées pendant toute la durée de la libération.

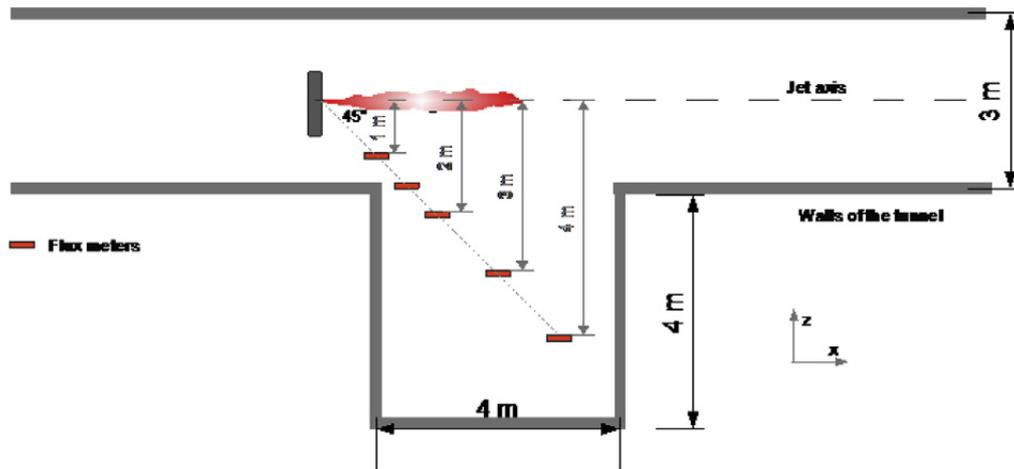


Figure 39. Détails du renforcement et de la position des capteurs

La longueur de flamme simulée a été calculée comme la région de la flamme caractérisée par une plage de température de 1300-1500 K, en fonction des observations expérimentales sur la longueur de flamme visible réalisées dans les Références [56]. La longueur de flamme obtenue est représentée par des barres rouges sur la Figure 40, où les simulations sont comparées aux mesures expérimentales réalisées au moyen d'une caméra vidéo. La longueur de flamme est bien reproduite pour une large plage de baisse de pression dans le réservoir, tandis qu'elle est surestimée pendant la phase finale de la libération ( $p < 200$  bar).

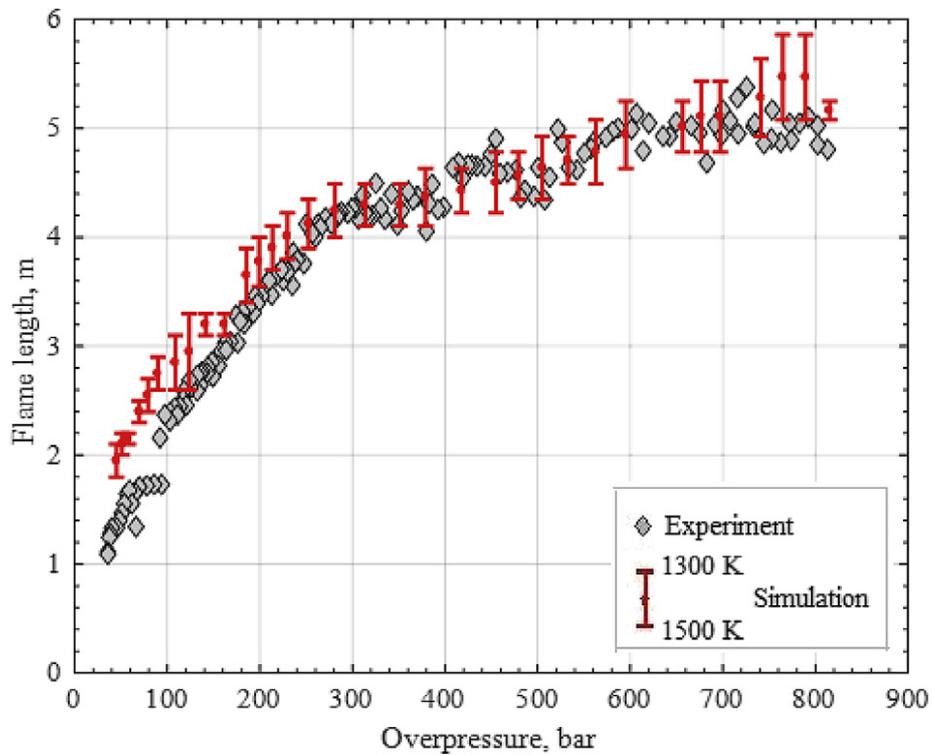


Figure 40. Longueurs de flamme obtenues par simulation et expérience [54].

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

La Figure 41 montre la comparaison entre les flux thermiques radiatifs expérimentaux (lignes continues) et ceux simulés (lignes en trait tireté). La numérotation des capteurs indique la distance par rapport à l'axe du jet. Pendant les 10 premières secondes et sauf pour le capteur 1, la simulation déforme la dynamique des flux thermiques radiatifs expérimentaux, entraînant une sous-estimation significative. La dissemblance peut être attribuée à des facteurs à la fois physiques et numériques.

- Tout d'abord, la libération soudaine et la combustion de l'hydrogène à haute pression peuvent provoquer le mouvement et l'entraînement de poussières ou d'autres particules présentes sur le sol de la galerie, ce qui affecterait le volume d'émission et l'intensité du rayonnement.
- Deuxièmement, la localisation exacte de la niche où les capteurs sont placés n'est pas connue. La position des parois de la niche par rapport au jet affecte l'exposition des capteurs à toute la longueur de la flamme et a des conséquences sur le flux thermique radiatif détecté, en particulier pour les capteurs 3 et 4.
- De plus, les observations expérimentales sur l'inflammation des libérations de gaz à haute pression ont montré un élargissement sphérique de la pointe du jet enflammé pendant le premier stade de la libération (0 à 400 ms). Cette dynamique et les stades de la flamme n'ont pas été détectés en simulation.

Malgré les divergences de flux thermique radiatif pendant la première phase de la libération (environ 10 s), la seconde phase a montré un meilleur accord entre les flux thermiques radiatifs expérimentaux et simulés. En dépit d'une concordance étroite entre les longueurs de flamme expérimentales et simulées, la modélisation du flux thermique radiatif a vu un doublement de la limitation de sa capacité de prédiction pendant le premier stade de libération d'hydrogène ( $t = 0-10$  s) et une assez bonne concordance au stade ultérieur ( $t = 10-35$  s). Cela peut suggérer que le rayonnement expérimental était affecté par certains processus physiques non pris en compte dans le modèle CFD, par ex. l'entraînement de poussières dans la flamme-jet et le rayonnement. Cependant, le premier stade de la libération se révèle le plus dangereux, car il se caractérise par le plus fort rayonnement thermique et la plus grande longueur de flamme. Il est donc capital de réaliser d'autres études numériques pour obtenir une meilleure reproduction de l'expérience.

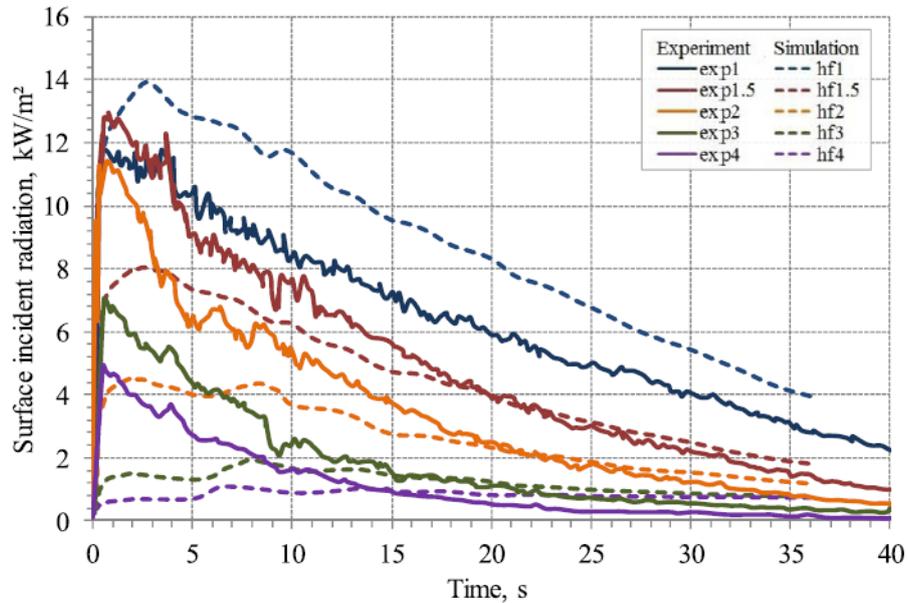


Figure 41. Flux thermiques radiatifs obtenus par simulation et expérience [54].

## 10. Utilisation du e-Laboratory tools

### 10.1 Calcul de la longueur de flamme

Le modèle utilise une corrélation de longueur de flamme sans dimension décrite par Molkov & Saffers [25] pour les flammes laminaires et turbulentes, les incendies contrôlés par la flottabilité et l'élan, les incendies par jet expansé (subsonique et sonique) et sous-expansé (sonique et supersonique), couvrant ainsi l'ensemble du spectre des fuites réagissant à l'hydrogène. La théorie a été décrite en détail à la section 3.3.2. La seule dépendance de la longueur de flamme sans dimension,  $L_f$ , dépend des paramètres à la sortie de la buse et de la densité de l'air environnant. Ces paramètres sont la densité,  $\rho_N$ , et la vitesse,  $U_N$ , à la sortie de la buse. La densité et la vitesse peuvent être normalisées comme  $\rho_N/\rho_S$  et  $U_N/U_S$ , respectivement. En partant de l'hypothèse que le flux d'énergie cinétique à la sortie de la buse est un scalaire conservé du processus, une relation entre la densité et la vitesse dans le groupe dimensionnel est introduite sous la forme  $\rho_N U_N^2 = \rho_S U_S^2$ , comme le montre l'équation (6). Cette corrélation de longueur de flamme d'hydrogène sans dimension est montrée dans la figure 12.

- En utilisant cette corrélation, on peut conclure que
- Pour les écoulements subsoniques (où  $M < 1$ ), la longueur de flamme sans dimension ne dépend que du nombre de Mach de la buse, car le rapport de densité  $\rho_N/\rho_S$  est pratiquement constant pour les jets dilatés.
- Pour les écoulements étranglés (où  $M = 1$ ), la longueur de flamme sans dimension ne dépend que de la densité d'hydrogène à la sortie de la buse,  $\rho_N$ . La densité augmente avec l'augmentation de la pression de stockage et la diminution de la température.
- La corrélation adimensionnelle est validée dans les limites suivantes :

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

- Dans la gamme des pressions de stockage de l'hydrogène allant de la pression quasi atmosphérique à 900 bars,
- à des températures allant jusqu'à 80 K, et
- dans la gamme des diamètres de buse de 0,4 à 51,7 mm.

Les paramètres d'écoulement de l'hydrogène présentés à la figure 12 sont soit directement tirés des expériences (longueur de flamme sans dimension, LF/D), soit calculés à l'aide de la théorie des jets sous-dimensionnés (densité, débit et vitesse du son à la sortie de la buse) selon Molkov et al [57]. Les détails des données expérimentales utilisées sont décrits dans Molkov et Saffers [58]

Lors de l'utilisation de l'outil du laboratoire électronique pour calculer la longueur de la flamme (<https://elab-prod.iket.kit.edu/>), l'outil - Corrélation de la longueur de la flamme et trois distances de danger pour les incendies de jet - doit être sélectionné. Comme le montre la figure 42, les paramètres d'entrée comprennent la pression de l'hydrogène dans le réservoir  $p_1$ , la température de l'hydrogène dans le réservoir  $T_1$ , le diamètre de l'orifice  $d_3$ , la pression ambiante  $p_4$  et la température ambiante  $T_{atm}$ , respectivement.

### Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

H2 pressure in reservoir

$p_1$  20000000 Pa

H2 temperature in reservoir

$T_1$  293 K

Orifice diameter

$d_3$  0.003 m

Ambient pressure

$p_4$  101325 Pa

Ambient temperature

$T_{atm}$  293 K

Figure 42 Paramètres d'entrée de l'outil de corrélation de la longueur de la flamme et des trois distances de danger pour les incendies de jet

Après le calcul, la longueur de la flamme et trois distances de danger différentes sont obtenues. Un exemple des paramètres de sortie est donné dans la figure 43.

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

### Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

Name	Symbol	Value	Unit
H2 pressure in reservoir	$p_1$	2e+7	Pa
H2 temperature in reservoir	$T_1$	293	K
Orifice diameter	$d_3$	0.003	m
Ambient pressure	$p_4$	1.01325e+5	Pa
Ambient temperature	$T_{atm}$	293	K
Flame length	$L_F$	6.259	m

Figure 43 Paramètres de sortie de l'outil de corrélation de la longueur de la flamme et des trois distances de danger pour les incendies de jet.

Les longueurs de flamme calculées en fonction du diamètre du TPRD dans quelques cas typiques sont présentées dans le tableau 8.

Tableau 8 Longueur de flamme calculée en fonction du diamètre du TPRD dans un cas typique

Storage pressure (bar)	Orifice diameter (mm)	Tank temperature (°C)	Flame length (m)
350	1.0	20	2.6
700	1.0	20	3.3
350	1.0	50	2.5
700	1.0	50	3.2
350	3.0	20	7.8
700	3.0	20	9.9
350	3.0	50	7.5
700	3.0	50	9.6
350	1.0	100	3.1
700	3.0	100	9.2

### 10.2 Jet élargi et sous-expansé

La théorie du jet sous-expansé et expansé a été présentée dans le cours 7 - Les rejets d'hydrogène non enflammés à l'extérieur et leur atténuation. Fondamentalement, le rapport de pression critique à travers la fuite,  $p^*$ , détermine si l'écoulement est subsonique ou sonique/supersonique.

$$p^* = \frac{p_1}{p_{atm}} = \left[ \frac{(\gamma + 1)}{2} \right]^{\gamma/(\gamma - 1)} \quad (16)$$

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

Par conséquent, le rapport de pression critique pour la transition vers l'écoulement sonique de l'hydrogène est  $\approx 1,9$ . Si  $p^* < 1,9$ , l'écoulement est subsonique et dilaté, tant que  $p^* > 1,9$ , la vitesse de sortie reste localement sonique et le jet est sous-dilaté. La pression de sortie s'élève au-dessus de la pression ambiante, de sorte que la détente, jusqu'à la pression ambiante,  $p_{atm}$ , a lieu à l'extérieur de la tuyère réelle, à un endroit situé en aval du disque de Mach, appelé diamètre effectif de la tuyère.

Par conséquent, différents ensembles d'équations doivent être résolus selon que l'écoulement est dilaté ou sous-dilaté, l'ensemble d'équations relatif à un jet sous-dilaté est détaillé dans la Réf. [1].

Lors de l'utilisation de l'outil du laboratoire électronique pour calculer le jet détendu et sous-détendu, l'outil - Similarity law for concentration decay in hydrogen expanded and under-expanded jets and unignited jet hazard distances (loi de similitude pour la décroissance de la concentration dans les jets d'hydrogène détendus et sous-détendus et les distances de danger des jets non enflammés) - doit être sélectionné. Les paramètres d'entrée sont les mêmes que ceux de la figure 42. Après le calcul, la distance axiale de la buse par rapport à différentes concentrations d'hydrogène est obtenue. Un exemple des paramètres de sortie est donné à la figure 44.

Similarity law for concentration decay in hydrogen expanded and under-expanded jets and unignited jet hazard distances

Name	Symbol	Value	Unit
H2 pressure in reservoir	$p_1$	3.5e+7	Pa
H2 temperature in reservoir	$T_1$	293	K
Orifice diameter	$d_3$	0.005	m
Ambient pressure	$p_4$	1.01325e+5	Pa
Ambient temperature	$T_{atm}$	293	K
Axial distance from nozzle to 4% by vol. H2	$X_{4\%,H_2}$	32.6212	m
Axial distance from nozzle to 8% by vol. H2	$X_{8\%,H_2}$	15.6793	m
Axial distance from nozzle to 11% by vol. H2	$X_{11\%,H_2}$	11.0593	m
Axial distance from nozzle to 16% by vol. H2	$X_{16\%,H_2}$	7.20885	m
Axial distance from nozzle to 29.5% by vol. H2	$X_{29.5\%,H_2}$	3.33269	m

Figure 44 Paramètres de sortie de l'outil de la loi de similarité pour la décroissance de la concentration dans les jets détendus et sous-détendus d'hydrogène et les distances de danger des jets non allumés.

### 10.3 Calcul de la distance de danger

Après le rejet, les jets peuvent être divisés en trois types : les jets entièrement dominés par l'impulsion, les jets transitoires et les jets entièrement dominés par la flottabilité, qui ont été décrits en détail dans le cours 7 - Les rejets d'hydrogène non enflammés à l'extérieur et leur atténuation. Les jets entièrement dominés par l'impulsion ne sont pas affectés par la flottabilité, tandis que les jets entièrement dominés par la flottabilité sont rapidement détournés de la

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

direction d'écoulement horizontale vers la direction d'écoulement verticale. Les jets transitoires sont d'abord dominés par la quantité de mouvement près de la buse, puis plus en aval, à mesure que la vitesse diminue et que le diamètre du jet augmente, ils deviennent dominés par la flottabilité. Lorsque l'on considère l'ingénierie de la sécurité de l'hydrogène, il est important de savoir quand cette transition a lieu, car elle a des conséquences directes sur la distance de séparation requise pour maintenir la sécurité..

En utilisant les calculs de longueur de flamme effectués, on peut calculer la distance de danger requise en considérant des flammes droites dominées par la quantité de mouvement pour chacun des critères énumérés ci-dessous.

Les "critères de danger" pour les personnes peuvent être exprimés en termes de blessures ou de décès [59].

Ces critères peuvent être exprimés comme suit :

Limite d'innocuité, 70 oC :  $x=3,5 \times L\_F$

Limite de la douleur pour une exposition de 5 minutes, 115 oC :  $x=3,0 \times L\_F$

Brûlures au troisième degré (20 s), 309 oC :  $x=2,0 \times L\_F$

Il convient de noter que les auteurs ont choisi les "critères de nocivité" de LaChance [59] comme base de calcul de la distance de séparation à des fins de démonstration uniquement. Aucune norme universellement acceptée pour ce calcul n'a encore été convenue au niveau national, européen ou international..

Lors de l'utilisation de l'outil du laboratoire électronique pour calculer trois distances de danger pour les incendies de jet, il convient de sélectionner l'outil "Corrélation de la longueur des flammes et trois distances de danger pour les incendies de jet". Les paramètres d'entrée sont les mêmes que ceux de la figure 42. Après le calcul, la longueur de la flamme et les trois distances de danger (pas de dommage, limite de la douleur et brûlures au troisième degré) sont obtenues. La figure 45 donne un exemple des paramètres de sortie..

### Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

Name	Symbol	Value	Unit
H2 pressure in reservoir	$p_1$	2e+7	Pa
H2 temperature in reservoir	$T_1$	293	K
Orifice diameter	$d_3$	0.003	m
Ambient pressure	$p_4$	1.01325e+5	Pa
Ambient temperature	$T_{atm}$	293	K
Flame length	$L_F$	6.259	m
No harm (70°C) separation distance	$X_{70}$	21.9065	m
Pain limit (5 mins, 115°C) separation distance	$X_{115}$	18.777	m
Third degree burns (20 sec, 309°C) separation distance	$X_{309}$	12.518	m

Figure 45 Paramètres de sortie de l'outil de corrélation de la longueur de la flamme et des trois distances de danger pour les incendies de jet.

## Remerciements

Le projet HyResponse est mentionné, car les documents présentés ici sont enrichis sur la base des conférences HyResponse originales.

## Références

1. Molkov, V (2012). Fundamentals of hydrogen safety engineering, Part I and Part II. Available from: [www.bookboon.com](http://www.bookboon.com), free download e-book.
2. Cheng, TS, Chiou, CR (1998). Experimental investigation of the characteristics of turbulent hydrogen jet flames. *Combustion Science and Technology*. Col. 136, p. 81-84.
3. Dorofeev, SB (2009). Evaluation of hydrogen explosion hazards: phenomenology and potential flame acceleration and DDT. 4th European Summer School on Hydrogen Safety.
4. Birch, AD, Brown, MG, Dodson, MG, Swaffield, F (1984). The structure and concentration decay of high pressure jets of natural gas. *Combustion Science and Technology*. Vol. 36, p. 249-261.
5. NFPA®52. Vehicular Natural Gas Fuel Systems Code, 2019 Edition.
6. LaChance, J, Tchouvelev, A and Engebo, A (2011). Development of uniform harm criteria for use in quantitative risk analysis of the hydrogen infrastructure. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 36 p. 2381-2388.
7. Saffers, JB (2010). Principles of hydrogen safety engineering. PhD thesis. University of Ulster.
8. BRHS, Biannual Report on Hydrogen Safety (2007). Network of Excellence HySAFE. Available from: <http://www.hysafe.org/BRHS> [accessed on 25.11.20].
9. Kanury, AM (1975). Introduction to combustion phenomena: (for fire, incineration, pollution and energy applications). New York; London: Gordon and Breach.
10. Teodorczyk, A (2006). Fast deflagration, deflagration to detonation transition (DDT) and direct detonation of hydrogen-air mixtures. Teaching Materials of European Summer School on Hydrogen Safety, 2006.
11. Kalghatgi, GT (1981). Blow-out stability of gaseous jet diffusion flames. Part I: in still air. *Combustion Science and Technology*. Vol. 26(5), pp. 233-239.
12. Matta, LM, Neumeier, Y, Lemon, B and Zinn, BT (2002). Characteristics of microscale diffusion flames. *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 29, pp. 933-938.
13. Cheng, TS, Chen, CP, Chen, CS, Li, YH, Wu, CY and Chao, YC (2006). Characteristics of microjet methane diffusion flames. *Combustion Theory and Modelling*, 10, pp. 861-881.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

14. Butler, MS, Moran, CW, Suderland, PB and Axelbaum, RL (2009). Limits for hydrogen leaks that can support stable flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 34. pp. 5174-5182.
15. Sunderland, PB (2010). Hydrogen microflame hazards, Proceedings of the 8th International Short Course and Advanced Research Workshop in the series "Progress in Hydrogen Safety", Hydrogen and Fuel Cell Early Market Applications, 11 - 15 October 2010, University of Ulster, Belfast.
16. Hawthorne, WR, Weddell, DS and Hottel HC (1949). Mixing and combustion in turbulent gas jets, Third International Symposium on Combustion, Flame and Explosion Phenomena, pp. 266-288, Baltimore, USA.
17. Hottel, HC and Hawthorne, WR (1949). Diffusion in laminar flame jets. Proceedings of the Combustion Institute. Vol. 3, pp. 254-266.
18. Brennan, S, Makarov, D and Molkov, V (2009). LES of high pressure hydrogen jet fire. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*. Vol. 22 (3), pp.353-359.
19. Baev, VK and Yasakov, VA (1974). Effect of lifting forces on the length of diffusion flames. *Combustion, Explosion and Shock Waves*. Vol. 10, pp. 752-758.
20. Shevyakov, GG and Komov, VF (1977). Effect of non-combustible admixtures on length of an axisymmetric on-port turbulent diffusion flame. *Combustion, Explosion and Shock Waves*. Vol. 13, pp. 563-566.
21. HyFacts Project. Chapter F. Hydrogen fires. Available from: <https://www.h2euro.org/hyfacts/2014/06/26/training-material/> [accessed on 25.11.20].
22. Kalghatgi, GT (1984). Lift-off heights and visible lengths of vertical turbulent jet diffusion flames in still air. *Combustion Science and Technology*. Vol. 41, pp. 17-29.
23. Schefer, RW, Houf, WG, Bourne, B and Colton, J (2006). Spatial and radiative properties of an open-flame hydrogen plume. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 31, pp. 1332-1340.
24. Schefer, RW, Houf, WG, Williams, TC, Bourne, B and Colton, J (2007). Characterization of high pressure, underexpanded hydrogen-jet flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 32, pp. 2081-2093.
25. Molkov, V and Saffers, J-B (2013). Hydrogen jet flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 38, pp. 8141-8158.
26. Proust, C, Jamois, D and Studer, E (2009). High pressure hydrogen fires. *Proceedings of the Third International Conference on Hydrogen Safety*. 16-18 September 2009, Ajaccio, France, paper 214.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

27. LaChance, J, Tchouvelev, A and Engebo, A (2011). Development of uniform harm criteria for use in quantitative risk analysis of the hydrogen infrastructure. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 36 pp. 2381-2388.
28. EIGA, European Industrial Gases Association (2007). Determination of safety distances. IGC Doc 75/07/E.
29. BSI British Standards Institution (2004). Published Document PD 7974-6:2004. The application of fire safety engineering principles to fire safety design of buildings - Part 6: Human factors: Life safety strategies - Occupants evacuation, behaviour and condition (Sub-system 6).
30. DNV Technica (2001). Human resistance against thermal effects, explosion effects, toxic effects and obscuration of vision. DNV Technica, Scandpower A/S, Det Norske Veritas, Oslo, Norway.
31. BSI British Standards Institution (1997). British Standard 7899:1997. Code of practice for assessment of hazard to life and health from fire. Guidance on methods for the quantification of hazards to life and health and estimation of time to incapacitation and death in fires.
32. Barlow, RS and Carter, CD (1996.) Relationships among Nitric Oxide, Temperature, and Mixture Fraction in Hydrogen Jet Flames. *Combustion and Flame*. Vol. 104, pp. 288-299.
33. Imamura, T, Hamada, S, Mogi, T, Wada, Y, Horiguchi, S, Miyake, A and Ogawa, T (2008). Experimental investigation on the thermal properties of hydrogen jet flame and hot currents in the downstream region. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 33, pp. 3426-3435.
34. Royle, M and Willoughby, DB (2009). Consequences of catastrophic releases of ignited and unignited hydrogen jet releases. 3rd International Conference on Hydrogen Safety, Ajaccio, France.
35. Mogi, T and Horiguchi, S (2009). Experimental study on the hazards of high-pressure hydrogen jet diffusion flames. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*. Vol. 22, pp. 45-51.
36. Makarov, D and Molkov, V. (2013). Plane hydrogen jets. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 38 (19), pp. 8068–8083.
37. Shevyakov, GG and Savelieva, NI (2004). Dispersion and combustion of hydrogen jet in the open atmosphere. *International Scientific Journal for Alternative Energy and Ecology*. Vol. 1(9), pp. 23-27 (in Russian).
38. HYPER (2008) FP6 STREP project “Installation Permitting Guidance for Hydrogen and Fuel Cells Stationary Applications”. *Deliverable 4.3 Releases, Fires and Explosions*. WP4 Final Report.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

39. Houf, WG and Schefer, RW (2007). Predicting radiative heat fluxes and flammability envelopes from unintended releases of hydrogen. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 32, pp. 136-151.
40. Molina, A, Schefer, RW and Houf, WG (2007). Radiative fraction and optical thickness in large-scale hydrogen-jet fires. *Proceedings of the Combustion Institute*. Vol. 31, pp. 2565-2572.
41. Case for safety. Relative frequency of failure modes. Available from: [http://h2safe.net/case\\_safety.html](http://h2safe.net/case_safety.html) [accessed on 25.11.20].
42. Zalosh, R (2007). Blast waves and fireballs generated by hydrogen fuel tank rupture during fire exposure. *Proceedings on the 5th Seminar on Fire and Explosion Hazard*, Edinburgh, UK, 23-27 April 2007, pp. 2154-2161.
43. Fire statistics, Great Britain, 2011-2012. Department of Communities and Local Government.
44. Gambone, LR and Wong, JY (2007). Fire protection strategy for compressed hydrogen-powered vehicles. 2nd International Conference on Hydrogen Safety, San Sebastian, Spain, 11-13 September, 2007.
45. Swain, MR (2001). Fuel leak simulation. *Proceedings of the 2001 DOE Hydrogen Program Review*. Available from: <https://www1.eere.energy.gov/hydrogenandfuelcells/pdfs/30535be.pdf> [Accessed 25.11.20].
46. Tamura, Y, Takabayashi, M, Takeuchi, M and Mitsuishi, H (2011). The spread of fire from adjoining vehicles to a hydrogen fuel cell vehicle. In: *Proceedings of the Fourth International Conference on Hydrogen Safety*, 12-14 September 2011, San Francisco, USA.
47. Stephenson, RR (2005) Fire safety of hydrogen-fuelled vehicles: system-level bonfire test. *Proceedings of the 1st International Conference on Hydrogen Safety*, Pisa, Italy, 2005. Available from: <http://conference.ing.unipi.it/ichs2005>. [Accessed 25.11.20].
48. Watanabe, S, Tamura, Y, Suzuki, J (2007). The new facility for hydrogen and fuel cell vehicle safety evaluation. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 32 (13), pp. 2154-2161.
49. Li, Z, Makarov, D, Keenan, J, Molkov, V (2015). CFD study of the unignited and ignited hydrogen releases from TPRD under a fuel cell car. 6th International Conference on Hydrogen Safety, 19-21 October 2015, Yokohama, Japan.
50. NFPA 1971, Standard on Protective Ensembles for Structural Fire Fighting and Proximity Fire Fighting, 2007 Edition. National Fire Prevention Association, 2007, Boston, Massachusetts.

## Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

51. HyIndoor Deliverable D4.2 – First intermediate report on analytical, numerical and experimental studies (2014).
52. Yamazaki, K and Tamura, Y (2015). Study of a Post-fire Verification Method for the Activation Status of Hydrogen Cylinder Pressure Relief Devices. 6th International Conference on Hydrogen Safety, 19-21 October 2015, Yokohama, Japan.
53. US DoE, US Department of Energy (2008). Hydrogen safety training for first responders. Available from: <http://hydrogen.pnl.gov/FirstResponders/> [accessed on 25.11.20].
54. Cirrone DMC, Makarov D, Molkov V. Simulation of thermal hazards from hydrogen under-expanded jet fire. *Int J Hydrogen Energy* 2019,44:8886-8892.
55. ANSYS Fluent. Theory guide. 2016.
56. Schefer R, Houf B, Bourne B, Colton J. Experimental measurements to characterize the thermal and radiation properties of an open-flame hydrogen plume. In: Proceedings of the 15th annual hydrogen conference and hydrogen expo; 2004.
57. Molkov, V., Makarov, D. and Bragin, M., ‘Physics and modeling of under-expanded jets and hydrogen dispersion in atmosphere’, in Proceedings of the 24th International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter, 1st - 6th March, 2009, Elbrus, Russia, 2009, p. 146.
58. Molkov, V. and Saffers, J.-B., ‘The correlation for non-premixed hydrogen jet flame length in still air’, in 10th International Symposium on Fire Safety Science, June 19, 2011 - June 24, 2011, 2011, pp. 933–943.
59. LaChance, J.L., ‘Progress in risk assessment methodologies for emerging hydrogen applications’, presented at the Sixth International Short Course and Advanced Research Workshop ‘Progress in Hydrogen Safety - Regulations, Codes and Standards’ 25th - 29th January, 2010, Belfast, Northern Ireland, 2010.
60. Wang H., Duncan I.J. Likelihood, causes, and consequences of focused leakage and rupture of U.S. natural transmission pipelines. *J. Loss Prevent. Proc.* 2014, 30: 177-187.
61. U.S. Department of Transportation. Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration. (2010). <https://primis.phmsa.dot.gov/comm/publications/PIPA/PIPA-PipelineRiskReport-Final-20101021.pdf>
62. Lowesmith B.J., Hankinson G. Large scale high pressure jet fires involving natural gas and natural gas/hydrogen mixtures. *Process Saf. Environ.* 2012, 90: 108-120.
63. EGIG, Gas pipeline incidents 8th Report of the European Gas Pipeline Incident Data Group, EGIG 14.R.0403 (2011).
64. Casal J., Gomez-Mares M., Munoz M., Palacios A. Jet fires: a “minor” fire hazard? *Chem. Eng. Trans.* 2012, 26: 13-20.

Lecture 9: Distances de sécurité et lutte contre l'incendie

65. Houf W., Schefer R. Predicting radiative heat fluxes and flammability envelopes from unintended releases of hydrogen. *Int. J. Hydrogen Energy*, 2007, 32: 136-151.
66. Lin CL, Chien CF. Systems thinking in a gas explosion accident e lessons learned from Taiwan. *J Loss Prev Process Ind* 2019, 62:103987.
67. EIGA. Determination of safety distances (IGC Doc 75/07/E). 2007. <https://www.eiga.eu/publications/eiga-documents/doc-7507-determination-of-safety-distances/> [Accessed 12.02.2020].
68. Gomez-Mares M., Zarate L., Casal J. Jet fires and the domino effect. *Fire Saf J*. 2008, 43: 583-588.
69. Cirrone DMC, Makarov D, Molkov V. Simulation of thermal hazards from hydrogen under-expanded jet fire. *Int J Hydrogen Energy* 2019, 44: 8886-8892.
70. Wang Z, Shui K, You F, Dederichs AS, Markert F, Jiang J, Zhang Y, Li D, Fu Z, Xu J, He L, Huangfu W. Prediction of the failure probability of the overhead power line exposed to large-scale jet fires induced by high-pressure gas leakage. *Int J Hydrogen Energy* 2021, 46: 2413-2431.
71. Coccorullo I, Russo P. Jet fire consequence modeling for high-pressure gas pipelines, International conference of computational methods in sciences and engineering 2016 (iccmse 2016).
72. Molkov VV, Cirrone DMC, Shentsov VV, Dery W, Kim W, Makarov DV. Dynamics of blast wave and fireball after hydrogen tank rupture in a fire in the open atmosphere. *Int J Hydrogen Energy*, 2021, 46: 4644-4665.