



Programme européen de formation des formateurs pour les intervenants

Cours 10

Faire face aux explosions d'hydrogène

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.
Veuillez 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 prend en compte les principales caractéristiques des explosions « chimiques », à savoir les déflagrations et les détonations, et des « explosions physiques », c'est-à-dire les ruptures de réservoir. Elle examine les surpressions, la température, les vitesses de propagation des flammes, etc. des déflagrations et détonations. Les déflagrations hydrogène-air dans l'atmosphère, dans un récipient clos, et dans un tunnel sont détaillées. La TDD (transition de la déflagration à la détonation) et la distance d'approche jusqu'à la TDD sont également abordées. Les principaux aspects des déflagrations ventilées sont examinés dans cette conférence. Les détonations, en tant que pire scénario, sont abordées. Les possibles mesures de prévention et d'atténuation pour les déflagrations, la TDD et les détonations sont décrites. L'évaluation des effets des ondes de choc sur les êtres humains et les structures est réalisée à l'aide de nomogrammes.

Mots clés

Déflagrations, détonation, transition de la déflagration à la détonation, ondes de choc, limites de détonation, taille de cellule de détonabilité, plage de détonabilité

Table des matières

Résumé.....	3
Mots clés.....	3
1. Public cible.....	6
1.1 Description de la mission: Spécialiste.....	6
1.2 Niveau de compétence: Specialiste.....	6
1.3 Prérequis: Specialiste.....	6
2. Introduction et objectifs	6
3. Terminologie utile	7
4. Explosion de gaz.....	8
5. Caractéristiques générales des déflagrations et des détonations.....	9
6. Déflagrations et ondes de choc	10
6.1 Déflagrations d'hydrogène-air dans l'atmosphère in the open atmosphere.....	11
6.2 Déflagrations dans un reservoir clos	14
6.3 Déflagration d'Hydrogen-air dans un tunnel	19
6.4 Déflagrations ventilées.....	27
6.5 Déflagrations d'hydrogène-air localisées	33
6.5.1 Déflagration en recipient clos	33
6.5.2 Ventilation de déflagration	34
7. Détonations et ondes de choc.....	36
7.1 Transition de la déflagration à la détonation.....	37
7.2 Distance d'approche jusqu'à la DDT	38
7.3 Limites de détonation et facteurs affectant la plage de détonabilité	39
7.4 Taille de cellule de détonation et structure du front de détonation	41
7.5 Diamètre de tube critique pour le démarrage de la détonation	45
7.6 Démarrage direct des détonations	45
7.7 Détonation d'un mélange à 30% d'hydrogène-air.....	47
8. Effets des ondes de choc sur les personnes et les bâtiments.....	48
8.1 Rupture d'un réservoir autonome dans un incendie	50
8.2 Rupture d'un réservoir sous véhicule dans un incendie	56
9. Effet des missiles et débris	62
10. Possibles mesures d'atténuation pour les explosions.....	62
10.1 Atténuation de la TDD	63
10.2 Prévention de la TDD pour une pile à combustible.....	63

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Remerciements.....	64
Références	64

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

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: Spécialiste

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 et objectifs

L'économie de l'hydrogène est devenue une part de notre vie quotidienne. Les véhicules fonctionnant à l'hydrogène sont déjà sur nos routes. Les éventuelles explosions d'hydrogène peuvent générer de hauts niveaux de surpression et donc représenter une menace pour la vie et les biens. La sécurité des applications automobiles de l'hydrogène et des infrastructures associées, notamment des garages, des ateliers d'entretien, des parkings et des tunnels, est un domaine de préoccupation.

Nous avons déjà examiné les propriétés et dangers spécifiques associés aux différents types d'application de PCH dans des conférences antérieures. La présente conférence traitera des explosions provoquées par une réaction chimique (c'est-à-dire par la combustion) et des

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

« explosions physiques » (c'est-à-dire n'impliquant pas de combustion). Il existe deux types d'« explosions par combustion », à savoir les déflagrations et les détonations. Il existe d'autres types d'« explosions », par ex. les « explosions physiques » de récipients par surpression au-delà de la limite établie en raison d'un trop-plein (rupture de récipient), du fait d'une réaction d'emballement, etc. Le mot « explosion » fait plutôt partie du jargon et nous éviterons de l'appliquer dans la présente conférence dans la mesure du possible. L'utilisation du terme « explosion » pourrait parfois conduire à un malentendu. Par exemple, certaines normes introduisent de façon incorrecte ce qu'elles appellent une « limite d'explosion » [1]. Cela se produit, malgré le fait qu'il puisse y avoir une différence significative entre la « limite d'inflammabilité », qui concerne les déflagrations, et la « limite de détonation » [1]. La présente conférence initiera les personnels de secours aux phénomènes associés aux déflagrations et aux détonations, à leurs principales caractéristiques et conséquences, ainsi qu'aux moyens de prévention et d'atténuation possibles [1]. La technique d'atténuation la plus rentable et la plus largement utilisée, telle que la ventilation de la déflagration, sera examinée en détail.

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

- Différencier les déflagrations des détonations,
- Reconnaître les conséquences graves des déflagrations et des détonations,
- Indiquer les principales caractéristiques des déflagrations et des détonations,
- Établir une distinction entre les déflagrations à l'air libre et dans les espaces confinés,
- Expliquer le phénomène de transition de la déflagration à la détonation (TDD),
- Évaluer l'effet des ondes de choc provoquées par la rupture d'un réservoir de stockage (dans un incendie) sur les personnes et les structures des bâtiments en utilisant des nomogrammes,
- Expliquer la ventilation de déflagration en tant que principale technique d'atténuation,
- Reconnaître les effets de missiles et de débris d'explosions,
- Établir la principale prévention et suggérer les possibles mesures d'atténuation en cas d'explosion.

3. Terminologie utile

Taille de cellule : paramètre qui caractérise la sensibilité à la détonation d'un mélange hydrogène-air [2].

Déflagration : phénomène de propagation de la zone de combustion à la vitesse inférieure à la vitesse du son (subsonique) dans un mélange frais, non brûlé [1].

Détonation : phénomène de propagation de la zone de combustion à la vitesse supérieure à la vitesse du son (supersonique) dans le mélange n'ayant pas réagi [1].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Vitesse de flamme : vitesse de la flamme par rapport à un observateur fixe [2].

Surpression : pression dans l'onde de choc supérieure à la pression atmosphérique ou pression dans une structure de confinement qui est supérieure à la pression atmosphérique [3].

4. Explosion de gaz

L'explosion de gaz est définie comme un processus au cours duquel la combustion d'un nuage de gaz prémélangé, c'est-à-dire du combustible-air (oxydant), provoque une augmentation rapide de la pression. Les explosions de gaz peuvent se produire à l'intérieur d'équipements de traitement, de réservoirs de stockage ou de tuyaux, dans des bâtiments ou des modules offshore, dans des zones de traitement ouvertes ou dans des espaces confinés. Lorsque nous parlons d'une explosion de gaz en tant qu'événement, il s'agit d'un terme plus général. Il est alors courant d'inclure les événements précédant et suivant le processus d'explosion de gaz.

Différents processus peuvent se produire si un gaz combustible ou un liquide en voie d'évaporation est libéré accidentellement dans l'atmosphère. Si le nuage de gaz formé par le rejet ne se situe pas dans les limites d'inflammabilité ou si la source d'inflammation fait défaut, le nuage de gaz peut se diluer et disparaître. L'inflammation peut être immédiate ou retardée de plusieurs dizaines de minutes, selon les circonstances. En cas d'inflammation immédiate (c'est-à-dire avant que le mélange avec l'air ou l'oxydant ne se soit produit), un incendie se déclare.

La situation la plus dangereuse se produira si un important nuage combustible prémélangé carburant-air (comburant) se forme et s'enflamme. Le temps qui s'écoule entre le début du dégagement et l'inflammation varie de quelques secondes à des dizaines de minutes. La quantité de combustible varie de quelques kilogrammes à plusieurs tonnes.

La pression générée par l'onde de combustion dépend de la vitesse de propagation de la flamme et de la façon dont la pression peut s'étendre loin du nuage de gaz (en fonction du confinement). Les conséquences des explosions de gaz vont de l'absence de dommages à la destruction totale. L'augmentation de pression provoquée par l'explosion de gaz peut endommager le personnel et le matériel ou entraîner des accidents tels que des incendies et des explosions de vapeur en expansion de liquide en ébullition (BLEVE). Les incendies sont très fréquents après les explosions de gaz.

Lorsqu'un nuage est enflammé, la flamme peut se propager selon deux modes différents à travers les parties inflammables du nuage. Ces modes sont la déflagration et la détonation. Le mode de propagation de la flamme par déflagration est le plus courant. Une déflagration se propage à une vitesse subsonique par rapport au gaz imbrûlé, les vitesses typiques des flammes (c'est-à-dire par rapport à un observateur stationnaire) sont de l'ordre de 1-1000 ms⁻¹. La pression d'explosion peut atteindre des valeurs de plusieurs bars, en fonction de la vitesse de la flamme. Une onde de détonation est une onde de combustion supersonique (par rapport à la vitesse du son dans les gaz imbrûlés en amont de l'onde). L'onde de choc et l'onde de

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

combustion sont dans ce cas couplées. Dans un nuage air-carburant, l'onde de détonation se propage à une vitesse de 1 500 à 2 000 m/s et la pression maximale est généralement de 15 à 20 bars.

Lors d'une explosion accidentelle d'un nuage hydrocarbure-air (allumée par une source faible, c'est-à-dire une étincelle), la flamme commence normalement comme une flamme laminaire lente avec une vitesse de l'ordre de 3-4 m/s. Si le nuage est vraiment non confiné et non obstrué (c'est-à-dire qu'aucun équipement ou autre structure n'est englouti par le nuage), la flamme n'est pas susceptible d'accélérer jusqu'à des vitesses supérieures à 20-25 m/s, et la surpression sera négligeable si le nuage n'est pas confiné.

Dans un bâtiment ou dans un module offshore avec des équipements de traitement, la flamme peut s'accélérer jusqu'à plusieurs centaines de mètres par seconde. Lorsque le gaz brûle, la température augmente et le gaz se dilate d'un facteur pouvant aller jusqu'à 8 ou 9. Le gaz non brûlé est donc poussé devant la flamme et un champ d'écoulement turbulent est généré. Lorsque la flamme se propage dans un champ d'écoulement turbulent, le taux de combustion effectif augmente et la vitesse d'écoulement et les turbulences en avant de la flamme augmentent encore. Ce puissant mécanisme de rétroaction positive entraîne une accélération de la flamme et une pression d'explosion élevée et, dans certains cas, une transition vers la détonation. Dans une situation confinée, telle qu'une cuve fermée, une vitesse de flamme élevée n'est pas nécessaire pour générer de la pression. Dans un récipient fermé, il n'y a pas ou très peu d'évacuation (c'est-à-dire de ventilation) de la pression d'explosion et, par conséquent, même un processus de combustion lent génère de la pression. Le dégagement d'hydrogène et l'inflammation dans un espace confiné sont abordés en détail dans le cours 11 - Espace confiné.

5. Caractéristiques générales des déflagrations et des détonations

Comme indiqué dans la dernière section, la déflagration se propage à une vitesse inférieure à la vitesse du son (sub-sonique) dans le mélange non brûlé, tandis que la détonation se propage à une vitesse supérieure à la vitesse du son (super-sonique). Le front de déflagration se propage par la diffusion des radicaux actifs et de la chaleur des produits de combustion vers le mélange inflammable non brûlé. Un front de détonation est en principe différent d'un front de déflagration. Il s'agit d'un complexe de chocs couplés et d'une zone de réaction qui suit le choc, comme l'ont suggéré pour la première fois Chapman en 1899 et Jouguet entre 1905 et 1906 [1,4,5]. La détonation se propage 2 à 3 ordres de grandeur plus rapidement que la déflagration et entraîne des pressions au front de détonation 15 à 20 fois supérieures à la pression initiale.

Les déflagrations à l'air libre, en l'absence de tout obstacle, peuvent générer des surpressions (pression supérieure à la pression atmosphérique) d'environ 10 kPa. Les déflagrations dans les enceintes et/ou les espaces confinés peuvent conduire à des surpressions plus importantes. Lors

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

d'une déflagration, la pression augmente de manière pratiquement uniforme à l'intérieur d'une enceinte. La déflagration dans une enceinte peut être atténuée par la mise à l'air libre, la technique d'atténuation des explosions la plus rentable et la plus répandue.

La détonation est une structure couplée de choc et de front de flamme, qui se propage à une vitesse supersonique. La vitesse de l'onde de détonation dépend de la stœchiométrie du mélange hydrogène-air et varie de 1 600 à 2 000 m/s. Les surpressions sont également beaucoup plus élevées : environ 1 500 kPa. L'avantage de la technique de ventilation est limité aux détonations car la pression arrive à n'importe quel endroit et affecte un système et/ou des éléments structurels en même temps que l'onde de détonation, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de temps pour "relâcher" la pression de manière significative. L'influence de la ventilation sur la détonation est principalement la réduction des ondes transversales, ce qui contribue à réduire la pression.

La détonation est le scénario le plus défavorable en cas d'accident dû à l'hydrogène. La plage de détonabilité de l'hydrogène dans l'air est comprise entre 11 et 59 % en volume [6], ce qui est plus étroit et se situe dans la plage d'inflammabilité de 4 à 75 % en volume. Il convient de noter que les limites de détonabilité ne sont pas des caractéristiques fondamentales du mélange, car elles dépendent fortement de la taille de l'installation expérimentale où elles sont mesurées. Ce point sera abordé plus loin dans le présent exposé.

6. Déflagrations et ondes de choc

Les facteurs suivants peuvent affecter la gravité des déflagrations :

- La composition du mélange hydrogène-comburant (voir [Figure 1](#)). Les mélanges hydrogène-air proches de la vitesse de combustion maximale sont plus sujets à une accélération de la flamme entraînant une surpression plus élevée.
- L'uniformité du mélange hydrogène-comburant. Les mélanges non-uniformes ont des conséquences plus graves que les mélanges uniformes avec la même masse initiale d'hydrogène.
- Le niveau de confinement (parois et plafond).
- Le degré d'engorgement (l'effet des obstacles). L'engorgement augmente la turbulence, améliore le mélange et augmente la vitesse de combustion.

La pression de déflagration sans dimension pour les mélanges hydrogène-air et hydrogène-oxygène est présentée sur la [Figure 1 \[7\]](#) en fonction de la fraction molaire d'hydrogène (fraction volumétrique) dans un mélange avec du comburant (oxygène ou air). La pression de déflagration maximale du mélange hydrogène-oxygène stœchiométrique dans un récipient clos est d'environ 20 % supérieure à la pression d'explosion maximale du mélange hydrogène-air stœchiométrique.

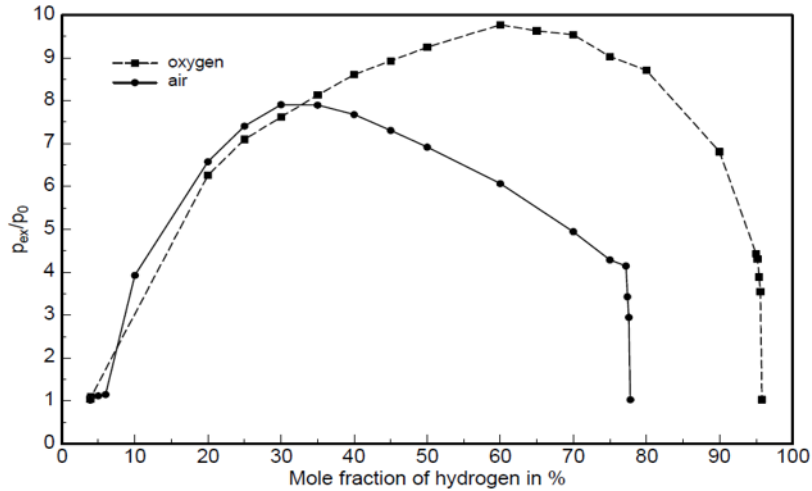


Figure 1. Pression de déflagration des mélanges hydrogène-air et hydrogène-oxygène dans un récipient clos aux TPN [7]

6.1 Déflagrations d'hydrogène-air dans l'atmosphère in the open atmosphere

Une série d'expériences avec des déflagrations d'hydrogène-air pratiquement stœchiométriques dans des volumes hémisphériques non confinés ont été réalisées par Pförtner and Schneider [8] au Fraunhofer Institute for Fuels and Explosive Materials. Les conditions expérimentales et la vitesse maximale de flamme observée (W_{\max}^{exp}) sont présentées dans le [Tableau 1](#) pour certains tests. L'objectif principal de ces expériences était d'étudier la dépendance de la vitesse de propagation des flammes par rapport à la taille du nuage d'hydrogène-air. Les mélanges ont été enflammés au niveau du sol à l'intérieur de la coque constituée de film mince de polyéthylène (PE) pour exclure l'effet des ondes de pression réfléchies. La combustion totale du nuage survient approximativement à deux diamètres initiaux qui sont approximativement égaux à la racine cubique du coefficient de dilatation des produits.

Tableau 1. Conditions et résultats d'expérience pour différents tests réalisés par Pförtner and Schneider [8].

N° de test	Diamètre d'hémisphère D_b , m	Volume d'hémisphère V , m ³	Concentration en hydrogène C , % en vol.	Température initiale T_i , K	Pression initiale p_i , kPa	S_{ui}^{exp} m/s	W_{\max}^{exp} m/s
GHT 26	3.06	7.5	29.2	281	99.06	2.32	43
GHT 11	10.00	262	31.0	281	100.66	2.50	60
GHT 34*	20.00	2094	29.7	283	98.93	2.39	84

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

* - expériences avec grillage métallique en losange sur le ballon hémisphérique (dans le test GHT 34, le grillage en losange a été déposé sur le ballon et fixé au sol en 16 points pour compenser une flottabilité d'environ 7500 N).

S_{ui}^{exp} est la vitesse de combustion initiale ; W_{max}^{exp} est la vitesse de flamme maximale.

Après la combustion totale, le pic de surpression de déflagration baisse sous la forme d'une onde de pression avec des phases positive et négative. La durée de la phase positive et de la phase négative est indépendante de la distance pour toute taille de ballon donnée. L'amplitude du pic de pression négative a généralement été un peu plus importante que celle de la phase de pression positive, la phase négative étant d'une durée plus courte. Pfortner and Schneider [8] pour des ondes sonores sphériques ont cité un résultat théorique calculé par Landau [26] indiquant qu'à n'importe quelle distance, l'intégrale de la surpression dans le temps devrait être égale à zéro.

Le traitement des images visuelles de la propagation de la flamme a donné une augmentation continue de la vitesse de propagation des flammes jusqu'à une valeur maximale, qui a été atteinte à une certaine distance entre le rayon initial du nuage R_{hsph} et $1,5 R_{hsph}$. Pour un mélange d'hydrogène-air stœchiométrique initialement au repos, cette limite supérieure a été estimée à 125 m/s avec une surpression maximale à 13 kPa [8]. Les résultats expérimentaux indiquent que la vitesse de propagation de la flamme s'approche de la limite supérieure avec l'augmentation de la taille du nuage.

Dans le test GHT 34 correspondant à 29,7 % en volume d'hydrogène dans son mélange avec de l'air dans un hémisphère de 20 m de diamètre, la vitesse maximale de propagation de la flamme a été de 84 m/s avec une vitesse de combustion initiale estimée en [8] à 2,39 m/s (le coefficient de dilatation des produits de combustion a été calculé comme étant 7,26 avec une densité de mélange combustible de 0,8775 kg/m³ et une vitesse du son de 397,3 m/s). Les erreurs de mesure de vitesse ont été évaluées comme égales à ± 5 % sans tenir compte certaines asymétries dans la propagation de la flamme.

Afin de rendre la flamme d'hydrogène-air visible à la lumière du jour, une poudre finement broyée de chlorure de sodium (NaCl) a été dispersée à l'intérieur du ballon à la fin du processus de remplissage pour produire une flamme de couleur jaune. En général, 10 à 12 capteurs de pression Kistler piézorésistifs (portée de 100 kPa, fréquence naturelle de 14 kHz) ont été utilisés. Ceux-ci ont été montés dans un boîtier en acier ayant une masse de 20 kg de façon telle que leurs surfaces sensibles à la pression étaient alignées à la surface du sol et couvertes d'une couche de 2 mm d'épaisseur de graisse de silicone sur la membrane pour éviter l'influence de la température et du rayonnement thermique. De plus, un capteur situé à 5 m de la source d'inflammation a été protégé avec une plaque en stratifié plastique vissée au boîtier en acier et ayant une ouverture de 4 mm de diamètre au milieu. Pour le test GHT 34, un capteur de pression supplémentaire a été installé à angle droit par rapport à l'axe avec les capteurs principaux et monté sur un mur en bois vertical de 1×1 m² (mesure frontale).

La pression de déflagration a été mesurée à des distances de 2,0, 3,5, 5,0, 6,5, 8,0, 18, 25, 35, 60 et 80 m depuis le point d'inflammation. Le mélange a été enflammé par des charges pyrotechniques avec une énergie d'inflammation totale de 150 J. Les transitoires de pression

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

des capteurs à l'intérieur des produits de combustion ne sont pas revenus à zéro après la phase de pression négative, sauf pour le capteur installé à 5 m. Cela peut être attribué au fait que les transducteurs étaient thermalisés à hautes températures pendant l'explosion. Du fait qu'ils ne sont pas restés à la température à laquelle ils ont été étalonnés, ils n'étaient plus étalonnés et ne sont pas revenus à la base de référence. Cela indique que les mesures de protection prises par les expérimentateurs pour isoler ces transducteurs ont été suffisantes pour ce test à grande échelle

La Figure 2 montre que la flamme s'est propagée d'une manière presque hémisphérique. La coque du ballon s'est tout d'abord étirée légèrement vers l'extérieur jusqu'à ce qu'elle éclate lorsque la flamme a atteint environ la moitié du rayon d'origine du ballon $0,5R_0$.

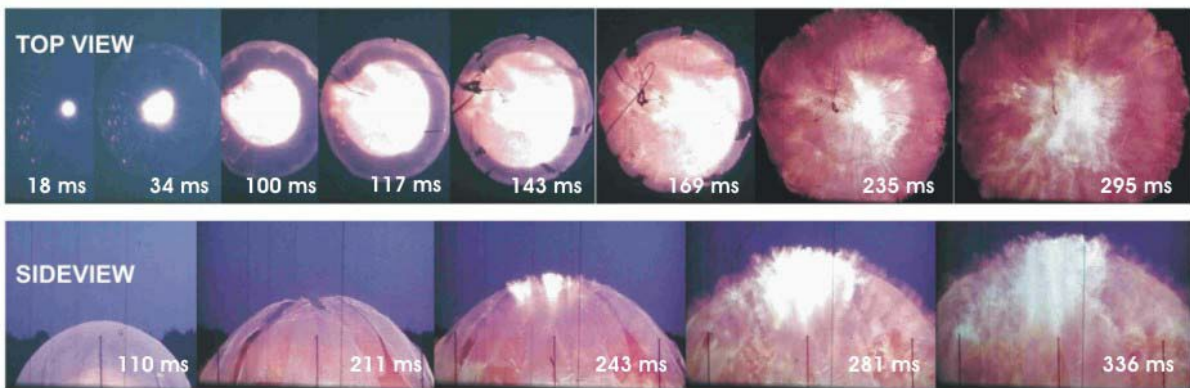
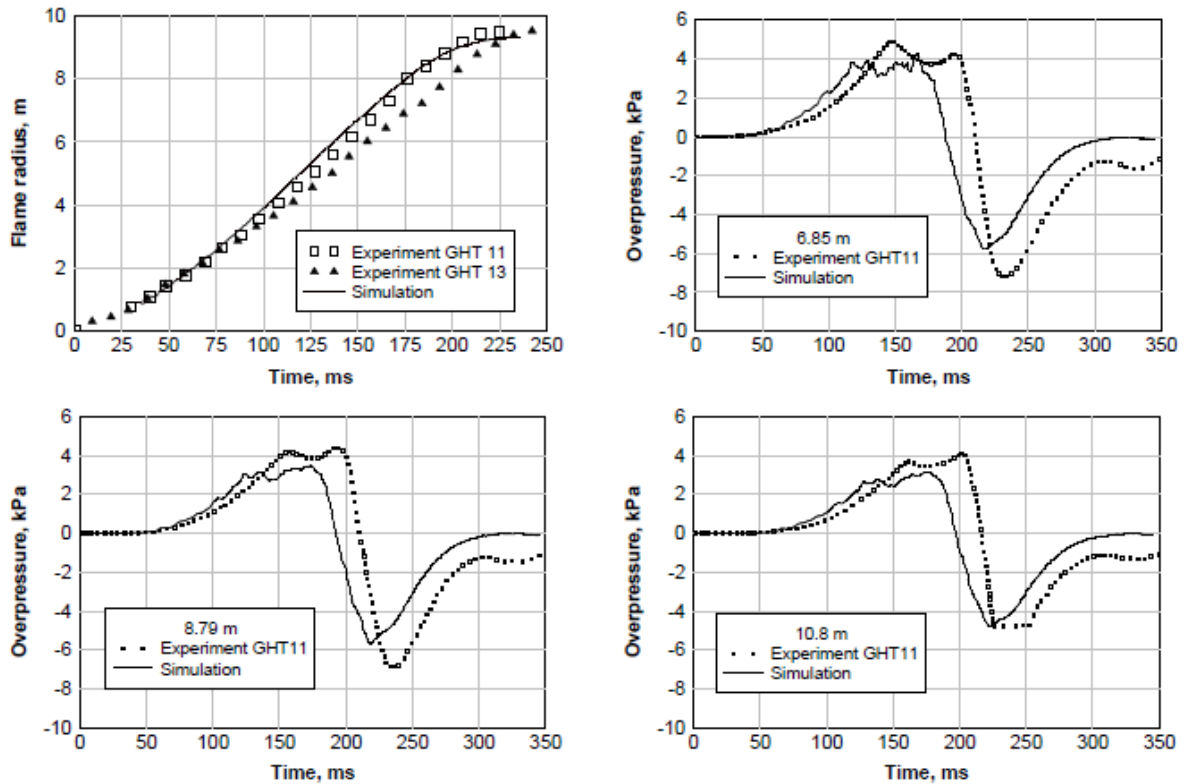


Figure 2. Captures d'écran du test GHT 34 dans un hémisphère de 20 m de diamètre [1,8,9].



Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Figure 3. Comparaison entre l'expérience (GHT 11) et la simulation pour un ballon hémisphérique de 10,0 m de diamètre : rayon du bord d'attaque d'un front de flamme (en haut à gauche) ; dynamique de pression à différentes distances de la source d'inflammation - 6,85 m (en haut à droite), 8,79 m (en bas à gauche), 10,8 m (en bas à droite) [10]

La surpression d'explosion d'environ 6 kPa a été pratiquement la même dans les distances de nuage dans le test GHT 34. Un pic de surpression important Δp_F d'environ 10 kPa dans les transitoires de pression a suivi la propagation de la flamme. Cela pourrait être un effet d'une dynamique des gaz à température élevée ou on peut supposer que lorsque la flamme est passée devant le capteur de pression, elle a enflammé le gaz dans l'espace entre la plaque en stratifié plastique avec un orifice de 4 mm de diamètre et le capteur, de sorte qu'une explosion partiellement confinée s'est produite, provoquant le pic de pression Δp_F , semblable à la génération de pic de pression dans un récipient déchargé (les plaques en stratifié plastique avec une ouverture de 4 mm de diamètre mentionnées ci-dessus pourraient être considérées comme une paroi de récipient avec un événement).

Pour la déflagration de l'hydrogène-air (test GHT 11) dans un hémisphère de 10,0 m de diamètre, la comparaison entre l'expérience et les simulations a été établie par Molkov et al. en 2007 [10]. La dynamique de pression enregistrée à 6,85, 8,79 et 10,8 m depuis la source d'inflammation est présentée sur la Figure 3

Les déflagrations gazeuses dans l'atmosphère génèrent des ondes de pression en sortie. La théorie acoustique peut être appliquée aux ondes de pression générées par des déflagrations. La pression dans une onde de choc peut être estimée comme [11] indiqué ci-dessous :

$$\frac{p(t, R_w) - p_i}{p_i} = \frac{\gamma(E_i - 1)}{[1 + r_b(t)/c_0 t] E_i c_0^2} \frac{r_b(t)}{R_w} \left[2w^2 + r_b(t) \frac{dw}{dt} \right] \quad (1)$$

où $r_b(t)$ est le rayon de la flamme à l'instant t , en m ; R_w est la distance à laquelle la pression p est estimée, en m ; c_0 est la vitesse du son, en m/s ; w est la vitesse de propagation du front de flamme, en m/s. La principale conclusion de cette formule est que le pic d'onde de pression dépend à la fois de la vitesse de propagation de la flamme et de l'accélération de la flamme, en particulier aux rayons importants. La décélération du front de flamme entraîne une chute de pression dans l'onde de pression. Cette formule indique également que l'onde de pression baisse de façon inversement proportionnelle à la distance par rapport à la source d'inflammation [1].

6.2 Déflagrations dans un réservoir clos

L'ingénierie de la sécurité de l'hydrogène requiert une prédiction des charges de pression pour des scénarios réalistes qui comprennent toujours une formation et une combustion consécutive d'un mélange inflammable non-uniforme [1]. Le modèle des simulations à grande échelle (LES, pour large eddy simulations) a été élaboré pour reproduire la dynamique la combustion d'hydrogène-air prémélangé uniforme et non-uniforme (gradient) pauvre et validée par rapport

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

à une expérience à grande échelle dans un récipient cylindrique (5,7 m de hauteur et 1,5 m de diamètre) [12, 13].

La présentation du montage expérimental est fournie dans la section suivante. Les expériences ont été menées dans un récipient cylindrique de 5,7 m de hauteur et 1,5 m de diamètre interne fermé hermétiquement. Toutes les expériences ont été réalisées avec des mélanges d'hydrogène-air secs à 25 ± 3 °C. La source d'inflammation était située à 15 cm en dessous de la partie supérieure du récipient. Plusieurs thermocouples à fil fin ($75 \mu\text{m}$) ont été placés des deux côtés le long de l'axe du récipient pour détecter la position de la flamme dans le récipient. Les thermocouples ont été espacés de 0,55 m les uns des autres, verticalement, dans un plan passant à travers l'axe. Plusieurs transducteurs piézoélectriques ont été installés à différents intervalles le long de l'axe du cylindre.

Pour les mélanges d'hydrogène-air uniformes, trois ventilateurs ont été utilisés pour homogénéiser le mélange. Pour les mélanges d'hydrogène-air uniformes contenant 12,8, 14, 16 et 20 % en volume d'hydrogène, seules les données sur la propagation de la flamme le long de l'axe du cylindre sont disponibles [14]. Pour établir des gradients de concentration, l'hydrogène et l'air ont tout d'abord été prémélangés dans une petite chambre avant de pénétrer dans la partie supérieure du cylindre, puis l'hydrogène a été introduit en continu en augmentant la concentration en hydrogène dans le récipient. Le taux d'augmentation de l'hydrogène a été prédéterminé test par test pour créer le gradient souhaité. Après l'établissement du gradient de concentration, les concentrations en hydrogène ont été mesurées aux emplacements d'échantillonnage verticaux [15]. Pour un mélange non-uniforme avec une concentration moyenne de 12,6 % en volume, la distribution de l'hydrogène le long de l'axe du récipient est indiquée en [15] : 27 % en volume en haut du récipient, baissant à 2,5 % en volume au fond. La dynamique de pression et la propagation de la flamme dans le mélange hydrogène-air à gradient de 12,6 % en volume ont été comparées à celles dans un mélange uniforme bien mélangé à 12,8 % en volume contenant une quantité équivalente d'hydrogène [15].

Les effets de la concentration en hydrogène et du gradient de concentration sur la dynamique des déflagrations sont représentés sur la Figure 4 dans laquelle la dynamique de propagation de flamme expérimentale depuis l'allumeur vers le bas le long de l'axe médian du récipient [15] et les résultats de simulation [13] sont comparés. On observe que l'augmentation de la concentration en hydrogène de 1,6 fois (de 12,8 % en volume à 20 % en volume) entraîne une propagation de flamme 7 fois plus rapide.

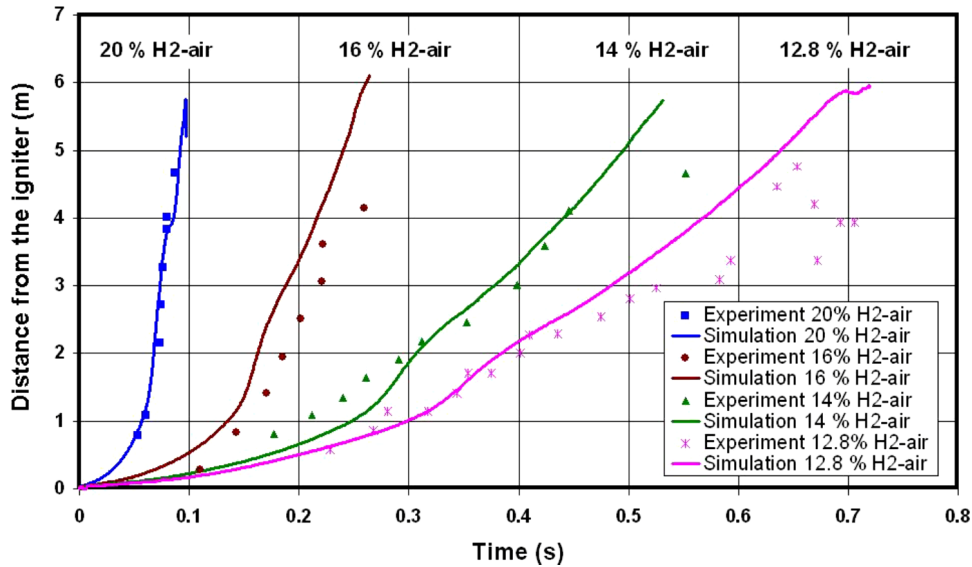


Figure 4. Dynamique de propagation de flamme expérimentale simulée le long de l'axe du récipient pour des mélanges hydrogène-air à 20, 16, 14 et 12,8 % en volume [13].

Les instabilités de combustion, notamment les instabilités préférentielles-diffusives-thermiques et hydrodynamiques, provoquent des perturbations de la flamme laminaire, déclenchant la formation d'une *structure de flamme cellulaire*, puis d'un *plissement de flamme* [16-21].

La *diffusion sélective* est l'un des phénomènes qui déstabilisent le front de flamme laminaire plat, prononcée pour les mélanges d'hydrogène-air pauvres, elle affecte donc considérablement la dynamique de déflagration des mélanges pauvres. En raison de la diffusion sélective en saillie (convexe) dans le mélange non brûlé, des rides se propagent à une plus grande vitesse comparé à des rides concaves en raison de la redistribution de l'hydrogène à proximité de ces rides. En effet, du fait d'un coefficient de diffusion supérieur de l'hydrogène, sa concentration au niveau des rides convexes augmentera et diminuera au niveau des rides concaves. Cela conduira à une augmentation de l'amplitude des rides. Ce mécanisme entraîne une augmentation du taux de combustion, ce qui amène à une augmentation de la vitesse de combustion du point de vue d'un observateur externe. Plus la concentration en hydrogène est faible, plus ce mécanisme est prononcé, conduisant à faciliter l'accélération et la turbulation des flammes laminaires initiales (même si la vitesse de combustion turbulente pour un mélange plus pauvre sera toujours plus faible dans les mêmes conditions).

L'effet de diffusion sélective dépend de la courbure des rides, c'est-à-dire qu'elle est l'inverse du rayon [1]. Il existe une courbure de ride à laquelle l'effet de la diffusion sélective sur la vitesse massique de combustion est à son maximum. Du fait qu'une flamme réelle a un spectre de rides de différentes courbures, la flamme sera conduite par les rides ayant cet optimum en termes de courbure de vitesse de combustion maximale. Ces rides seront responsables de la propagation d'un bord d'attaque du front de flamme et seront appelées des « *points d'attaque* ». Une augmentation de la vitesse de flamme entraîne le développement de la structure cellulaire combinée à la formation de structures de flammelles d'attaque, c'est-à-dire de points d'attaque

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

[18, 19, 22]. Kuznetsov and Sabelnikov [22] ont indiqué que la vitesse de flamme turbulente était contrôlée par la vitesse de combustion de ces flammes de point d'attaque, où la composition du mélange est localement modifiée en raison d'un coefficient de diffusion différent du combustible et du comburant, à savoir d'une *diffusion préférentielle*.

Pour rendre compte des effets de la diffusion préférentielle pour les flammes d'hydrogène courbes, le concept des points d'attaque a été appliqué au modèle LES [13]. La Figure 5 montre l'augmentation de la vitesse de combustion par le phénomène des points d'attaque, χ_{ip} . Les mélanges pauvres sont tous affectés par ce mécanisme. Par exemple, pour un mélange d'hydrogène-air à 10 % en volume, la vitesse de combustion laminaire doit être multipliée par le facteur 2,4.

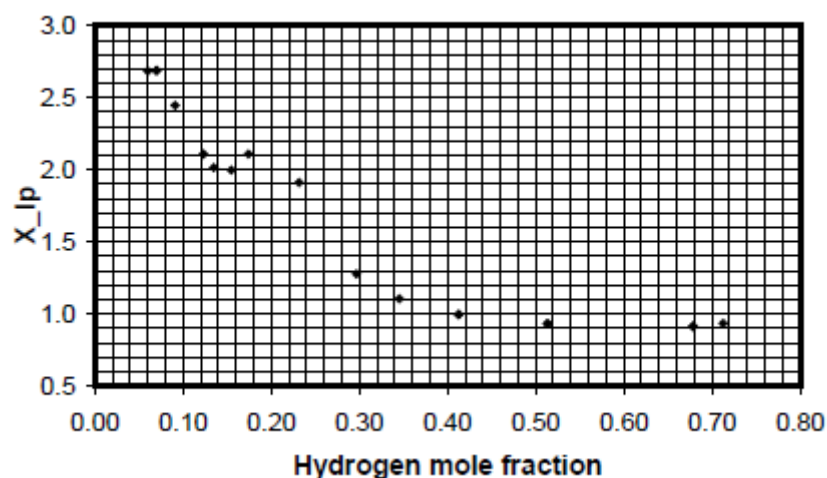


Figure 5. Facteur de plissement du point d'attaque en fonction de la fraction molaire d'hydrogène [13].

L'effet de diffusion préférentiel couplé à la courbure de flamme est prononcé pour les mélanges hydrogène-air pauvres et doit être pris en compte dans le modèle de combustion prémélangé pour prédire la dynamique de déflagration et la montée en pression.

L'effet du mécanisme des points d'attaque sur la prédiction de la dynamique de déflagration dans les mélanges pauvres d'hydrogène-air est représenté sur la Figure 6 en utilisant la simulation [13] de la même expérience de déflagration en récipient clos [15]. Avec l'application du facteur de point d'attaque dans le modèle de vitesse de combustion turbulente, la propagation de la flamme est significativement sous-estimée comparé aux données expérimentales. En effet, pour un mélange hydrogène-air à 20 % en volume, la vitesse de propagation de la flamme est égale à 44 m/s à une distance de 1 m depuis la source d'inflammation et à 162 m/s à une distance de 3 m avec la vitesse de combustion turbulente corrigée par le facteur de point d'attaque, et n'est que de 22 m/s et 50 m/s à 1 m et 3 m, respectivement, sans la correction. Dans le cas d'un mélange hydrogène-air uniforme à 12,8 % en volume, la vitesse de flamme est de 7,7 m/s à 1 m avec correction et seulement de 2,95 m/s sans correction [1].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

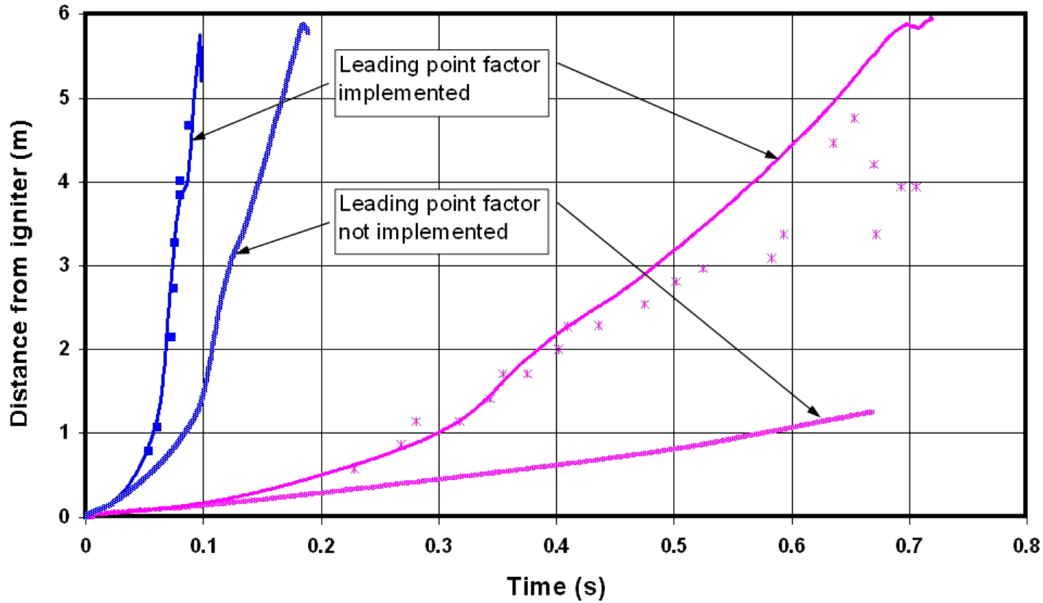
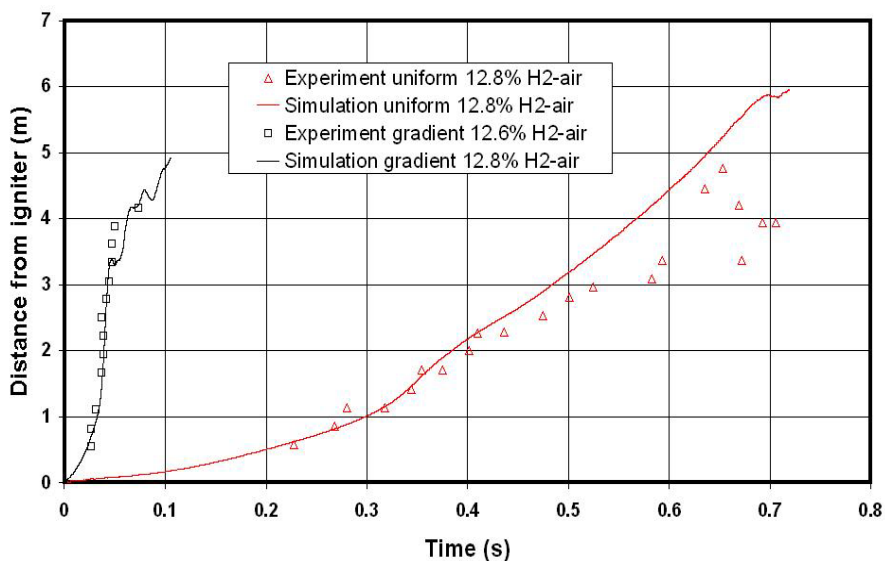


Figure 6. Propagation de flamme expérimentale et simulée avec/sans application de la correction des points d'attaque pour des mélanges hydrogène-air uniformes de 12,8 % en volume et 20 % en volume.

La Figure 7 compare la dynamique de propagation de flamme pour les mélanges hydrogène-air uniformes (12,8 % en volume) et à gradient (moyenne 12,6 % en volume). Pour un scénario avec pratiquement la même quantité d'hydrogène libérée, la flamme se propage bien plus vite dans le mélange avec le gradient de concentration. Cela peut s'expliquer par la concentration plus élevée en hydrogène à l'emplacement de la source d'inflammation, c'est-à-dire 27 % en volume, ce qui est proche de la composition stœchiométrique. On peut estimer que pour le mélange hydrogène-air à gradient, la vitesse de flamme atteint 57 m/s et 209 m/s à 1 m et 3 m de la source d'inflammation, respectivement. Pour le mélange hydrogène-air uniforme de 12,8 % en volume, la vitesse de flamme aux mêmes emplacements n'atteint que 7,7 m/s et 9 m/s, respectivement [1].



Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Figure 7. Propagation de flamme expérimentale et simulée pour le mélange hydrogène-air uniforme à 12,8 % en volume et le mélange hydrogène-air à gradient à 12,6 % en volume (moyenné).

Une comparaison de la dynamique de pression expérimentale et simulée pour un mélange hydrogène-air uniforme à 12,8 % en volume et un mélange hydrogène-air à gradient à 12,6 % en volume est représentée sur la Figure 8. L'augmentation de pression est bien plus forte dans le mélange avec le gradient de concentration d'hydrogène comparé au mélange hydrogène-air à 12,8 % en volume uniforme. Cela concorde avec les vitesses de flamme observées pour des déflagrations avec inflammation supérieure à la fois dans l'étude expérimentale de Whitehouse et al. [15] et les simulations [13] : les mélanges à gradient de concentration en hydrogène présentent des temps jusqu'au pic de surpression bien plus courts qu'avec des mélanges uniformes avec la même quantité d'hydrogène en raison d'une concentration en hydrogène supérieure au point d'inflammation [1].

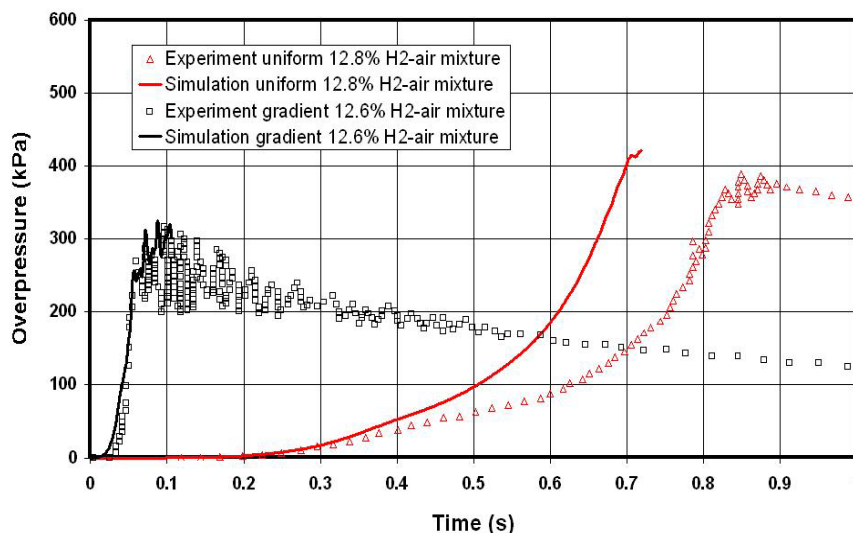


Figure 8. Dynamique de pression expérimentale et simulée pour le mélange hydrogène-air uniforme à 12,8 % en volume et le mélange hydrogène-air à gradient non-uniforme (12,6 % moyenné).

Par conséquent, la pression simulée pour le mélange non-uniforme est proche de celle mesurée dans l'expérience. En revanche, la pression simulée se développe plus vite que les transitoires de pression expérimentaux pour le mélange uniforme. Cela peut s'expliquer par l'absence de pertes de chaleur des produits de combustion chauds au profit des parois dans les simulations. Les pertes de chaleur doivent croître avec le temps [1].

6.3 Déflagration d'Hydrogène-air dans un tunnel

Une quantité classique d'hydrogène stockée à bord d'une voiture est d'environ 6 kg et peut atteindre 40 kg dans un bus. La libération de plusieurs kilogrammes d'hydrogène par un véhicule fonctionnant à l'hydrogène lors d'un accident dans un tunnel, suivie par une inflammation et donc une déflagration, est un scénario d'accident possible.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Des expériences à grande échelle sur les déflagrations d'hydrogène-air dans un tunnel à l'échelle 1/5 ont été réalisées par Groethe et al. [23] et simulées par la suite par Molkov et al. [24]. Les expérimentateurs ont rendu compte de la pression et de l'impulsion (c'est-à-dire l'intégrale de la pression en fonction du temps) générées par de telles déflagrations, tandis que les simulations ont permis d'analyser les phénomènes qui n'étaient pas indiqués dans l'étude expérimentale, par ex. une augmentation significative de la surpression d'explosion maximale à proximité des obstacles en raison de la réflexion des ondes de pression latérales par les obstacles dans les stades ultérieurs de l'événement. Cette dernière présente des implications de sécurité pratiques : une récente étude numérique de Gamezo et al. [25] sur la transition de la déflagration à la détonation (TDD) dans un tube obstrué à petite échelle contenant un mélange hydrogène-air a démontré que la réflexion d'un choc en développement sur des obstacles répétés était un motif de transition du choc à la détonation [25].

Le scénario expérimental est décrit comme suit. La maquette de tunnel était de 78,5 m de long, 1,84 m de haut, avec une section transversale en forme de fer à cheval de 3,74 m². Des mélanges d'hydrogène-air uniformes contenant 20 % en volume et 30 % en volume d'hydrogène avec un volume total de 37,4 m³ (nuage de 10 m de long) ont été préparés au milieu du tunnel non obstrué et enflammés au centre du tunnel au niveau du sol. La quantité d'hydrogène pour le nuage d'hydrogène-air quasiment stœchiométrique (30 % en volume) était égale à 1 kg. Une expérience supplémentaire avec des obstructions n'a été réalisée que pour un mélange d'hydrogène-air à 30 % en volume. Des véhicules fictifs de la taille size $L \times l \times H = 940 \times 362 \times 343$ mm ont été utilisés comme obstacles. La distance entre les véhicules était égale à la longueur d'un « véhicule. » Un rapport de blocage (RB) pour ce type d'obstacle était de 0,03.

Une comparaison entre les surpressions maximales expérimentales et simulées le long du tunnel est présentée sur la [Figure 9](#) pour les trois expériences. La surpression latérale par les obstacles est disponible uniquement pour les simulations numériques. Il existe une bonne concordance pour tous les cas avec une sous-estimation non significative des surpressions maximales dans les simulations. Ce résultat est très positif pour la validation du modèle LES en gardant à l'esprit que le modèle a été « étalonné » pour des conditions de déflagrations non confinées très différentes.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

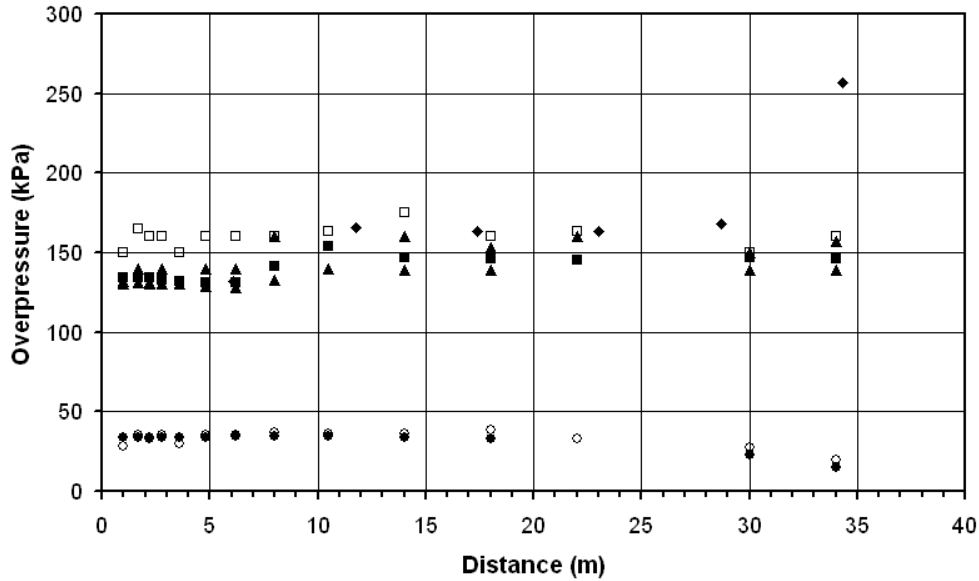


Figure 9. Surpressions de déflagration maximales le long du tunnel (la distance est donnée depuis le centre du tunnel) : mélange à 20 % en volume d'hydrogène-air (○ – expérience ; ● – simulations) ; mélange à 30 % en volume d'hydrogène-air, tunnel non obstrué (Δ - expérience ; ▲- simulations) ; mélange à 30 % en volume d'hydrogène-air, tunnel obstrué (□ – expérience ; ■ – simulations, plafond ; ◆- simulations, obstacle).

L'analyse LES pour les cas sans et avec obstructions à l'intérieur du tunnel a démontré une surpression générée par la déflagration significativement plus élevée sur les surfaces des obstacles (symbole ◆ sur la Figure 9) comparé à la surpression mesurée à niveau du plafond (symbole ■ sur la Figure 9). En effet, en accord avec les données expérimentales, les surpressions maximale simulées au-dessus du niveau des obstacles sont pratiquement les mêmes que celles mesurées expérimentalement pour tous les cas avec ou sans obstacles. Cependant, lorsque la distance depuis la source d'inflammation augmente, la différence entre la surpression statique avec obstacles latéraux et la surpression statique sur le plafond augmente. Il apparaît que l'onde de pression initiale de la combustion forme un choc qui est réfléchi par la surface de « véhicule » rigide, augmentant ainsi la pression statique au niveau de la zone de stagnation [1].

La pression dans le choc réfléchi, p_3 , peut être estimée à partir des valeurs de la pression initiale, p_1 , et du choc incident, p_2 , en utilisant la formule suivante [26] :

$$\frac{p_3}{p_2} = \frac{(3\gamma - 1)p_2 - (\gamma - 1)p_1}{(\gamma - 1)p_2 + (\gamma - 1)p_1} \quad (2)$$

Pour un rapport des chaleurs spécifiques de $\gamma = 1,4$, $p_1 = 1$ bar et $p_2 = 2,5$ bar, le rapport est d'environ $p_3/p_2 = 2,2$. Du fait que la formation du choc n'est pas encore terminée et que la réflexion n'est pas exactement normale, le rapport simulé est inférieur au rapport théorique et n'est que d'environ $p_3/p_2 = 1,5$.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

La structure d'onde de choc simulée à une distance de 34 m de la source d'inflammation a reproduit les pressions transitoires et l'impulsion de manière assez proche de celles mesurées dans les expériences (Figure 10). Le temps d'arrivée du choc simulé coïncide pratiquement avec la valeur expérimentale. Des temps d'arrivée légèrement plus rapides des ondes de pression simulées peuvent être observés sur la Figure 10. Cela pourrait s'expliquer par la vitesse du son supérieure dans les produits de combustion dans les simulations. En effet, le modèle n'inclut pas les pertes de chaleur des produits de combustion. Cela réduirait la température et donc la vitesse du son [1].

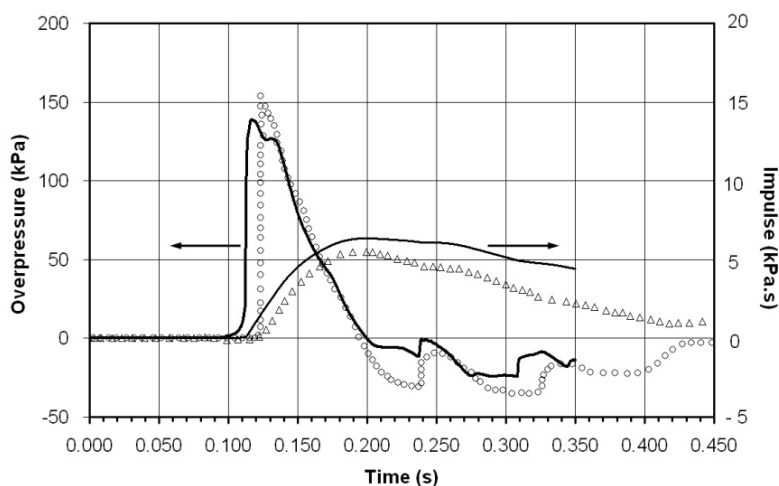


Figure 10. Une comparaison entre la dynamique de pression et les quantités de mouvement expérimentales et simulées à une distance de 34 m depuis la source d'inflammation : dynamique de pression expérimentale (cercles) et impulsion expérimentale (triangles), dynamique de pression et impulsion simulées (traits continus) [1].

La Figure 11 montre la dynamique de pression simulée à différentes distances depuis la source d'inflammation le long du tunnel. La formation de l'onde de choc avec un bord d'attaque abrupt à partir de l'onde de pression inclinée initiale pendant la progression de la déflagration peut être observée. La surpression maximale est pratiquement la même le long du tunnel. En gardant à l'esprit un niveau de surpression observé dans les expériences et reproduit dans les simulations, de graves dommages pour la vie et sur les biens à l'intérieur du tunnel peuvent être prévisibles pour le scénario envisagé pour toute la longueur d'un tunnel, car une onde de choc ne laisse pas apparaître de tendance à la baisse avec la distance [1].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

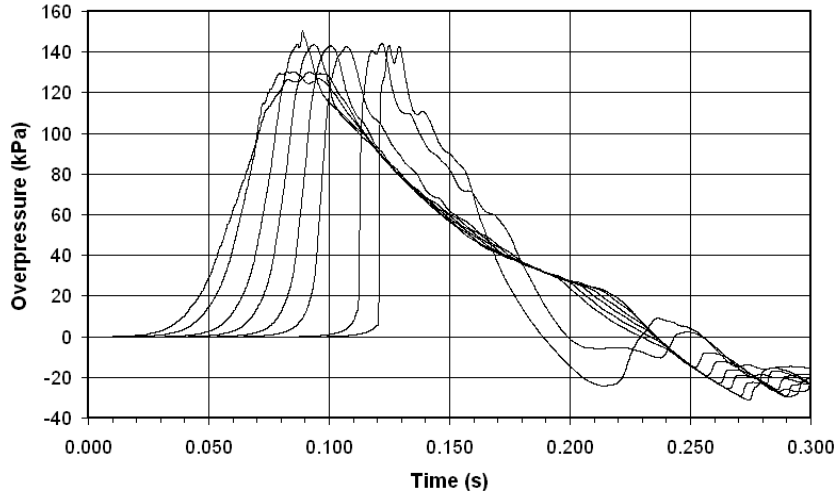


Figure 11. Formation de l'onde de choc pendant la propagation de l'onde de pression le long du tunnel (niveau plafond). Transitoires de pression simulés à 2,8, 6,2, 10,5, 14, 18, 22, 30 et 34 m de distance depuis la source d'inflammation [1].

La différence de dynamique de la surpression au niveau d'un plafond et de la surpression d'obstacle latérale le long du tunnel est représentée sur la Figure 12. Le choc est formé à l'extrémité du tunnel. Les transitoires de pression ont une dynamique semblable à divers emplacements le long de la section transversale du tunnel. On peut observer une exception avec une partie de la courbe pression-temps à proximité de la pression maximale, qui est affectée par l'absence (plafond) ou la présence (côté de l'obstacle) de réflexion de l'onde de choc. Il n'existe pas de données expérimentales disponibles sur la propagation de la flamme à l'intérieur du tunnel. Il existe des phases distinctives du bord d'attaque de l'accélération et la décélération du front de flamme dans les simulations (Figure 12). Le front de flamme atteint l'extrémité de la partie droite du tunnel environ 270 ms après l'inflammation [1].

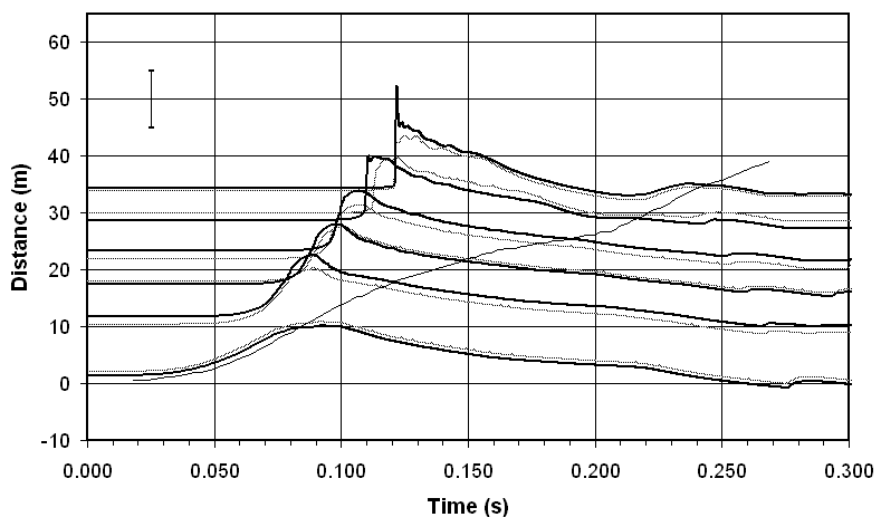


Figure 12. Dynamique de surpression statique simulée (traits pointillés (gris) – surpressions plafond ; traits continus – surpressions d'obstacle latérale ; l'emplacement des manomètres

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

numériques peut être visualisé sur l'axe des ordonnées) et dynamique de propagation de flamme (position de la flamme sur l'axe médian du tunnel en fonction du temps) [1].

Afin de comprendre la dynamique de la déflagration dans le tunnel plus en détail, les résultats de la simulation ont été analysés. Cette analyse est présentée sur la [Figure 13](#) (gauche), avec les données sur la concentration en hydrogène dans l'air qui sont présentées sur la [Figure 13](#) (droite).

Une visualisation numérique du champ de surpression dans le tunnel, chevauchée aux emplacements du front de flamme turbulent ($c = 0,1-0,9$), pour une série de moments consécutifs est présentée sur la [Figure 13](#) (gauche). Cela confirme l'accélération de la flamme au stade initial, puis la décélération et à nouveau l'accélération, pratiquement jusqu'au moment où le front de flamme sort du tunnel approximativement 270 ms après l'inflammation. La formation du choc avec le temps est clairement visible. Des zones de pression élevée d'obstacle latérale peuvent être identifiées. Le choc quitte le tunnel à environ 131 ms, à ce moment, la flamme n'a traversé que la moitié du tunnel. L'onde de raréfaction est observée sur la [Figure 13](#) (gauche), celle-ci se propage à l'intérieur du tunnel après que l'onde de choc a quitté le tunnel. Cette onde, et l'écoulement induit qui en résulte, est responsable de la seconde accélération de la flamme.

La [Figure 13](#) (droite) montre le mouvement du mélange hydrogène-air inflammable dans une plage de concentrations par rapport à la position de la flamme ; de la concentration initiale de 30 % en volume jusqu'à la limite inférieure d'inflammabilité de 4 % en volume de l'hydrogène dans l'air. La dilution avec le temps du mélange hydrogène-air à 30 % en volume pratiquement stœchiométrique initialement uniforme (couleur noire sur la [Figure 13](#), droite) par l'air au niveau de la surface de contact est observée. Il existe une baisse essentielle du volume du mélange inflammable présent à environ 140 ms. Le nuage inflammable à ce moment est au-dessus du niveau des obstacles. Une combustion lente du mélange hydrogène-air avec des concentrations proches de la limite inférieure d'inflammabilité se poursuit jusqu'à $t = 350$ ms. Après 140 ms, la combustion n'a plus d'effet significatif sur la dynamique d'écoulement, au contraire l'écoulement induit par les ondes de pression est responsable de la seconde « accélération » de la flamme et du mouvement inverse de la flamme de retour vers le centre du tunnel après 290 ms.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

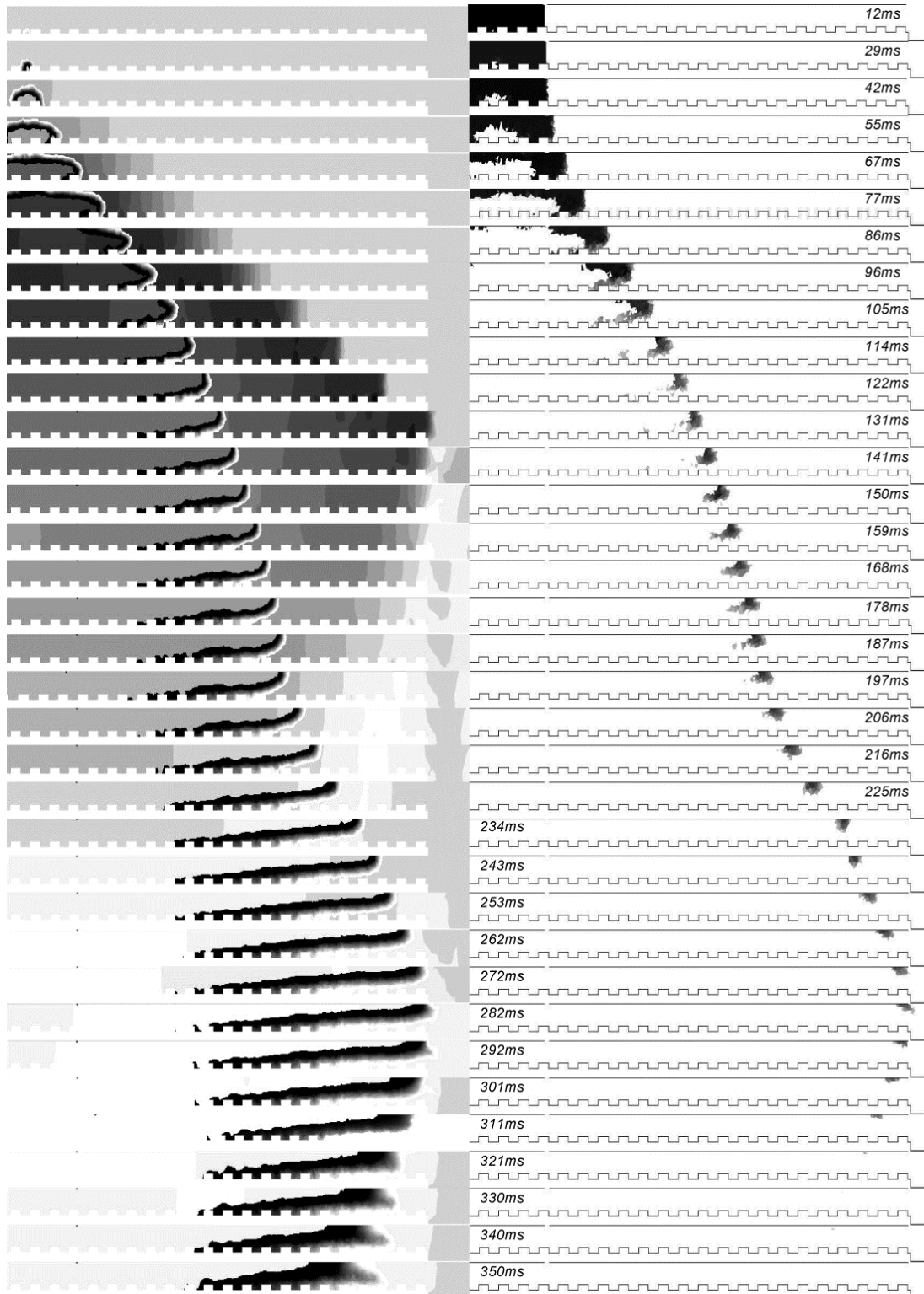


Figure 13. Gauche : ondes de pression et de raréfaction, front de flamme ($c = 0,1-0,9$, $t < 270$ ms), et produits de combustion ($c = 0,1-0,9$, $t > 270$ ms). Droite : propagation du mélange hydrogène-air inflammable dans le tunnel (la couleur noire fait référence à 30 % en volume d'hydrogène dans l'air, la couleur grise correspond à 4 % en volume d'hydrogène). Le temps après inflammation fait référence aux deux colonnes [1].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

D'après l'analyse de la [Figure 13](#) (gauche et droite), il apparaît qu'environ 140 ms après l'inflammation, la combustion prémélangée se poursuit dans la partie supérieure du tunnel au-dessus des obstacles et une importante couche de mélange de produits de combustion et d'air se développe. Cela peut aider à évaluer un danger thermique à l'intérieur du tunnel.

D'après la [Figure 12](#) on peut observer que la décélération de la flamme démarre à environ 80 - 90 ms. Deux raisons principales peuvent expliquer la décélération de la flamme. La première est une réduction de la zone de front de flamme total transitoire et la seconde est une diminution de la vitesse de combustion laminaire dans les flammelettes. En effet, à environ 85 ms la flamme a atteint le plafond et la superficie de la flamme a commencé à se réduire.

Les transitoires de pression à deux endroits à l'extrémité du tunnel et à deux immédiatement à l'extérieur du tunnel sont représentés sur la [Figure 14](#). La pression chute assez rapidement pour atteindre une valeur d'environ 5 kPa à une distance d'environ 1 diamètre à l'extérieur du tunnel..

From Figure 12 it is seen that the deceleration of flame is started at approximately 80 - 90 ms. There can be two main reasons for the flame deceleration. The first is a reduction in the transient total flame front area and the second is a decrease in the laminar burning velocity in the flamelets. Indeed, at approximately 85 ms the flame reached the ceiling, and the flame surface area begins to reduce.

The pressure transients at two locations at the end of the tunnel and two just outside the tunnel are shown in Figure 14. The pressure drops quite fast to achieve a value of approximately 5 kPa at a distance approximately 1 diameter outside the tunnel.

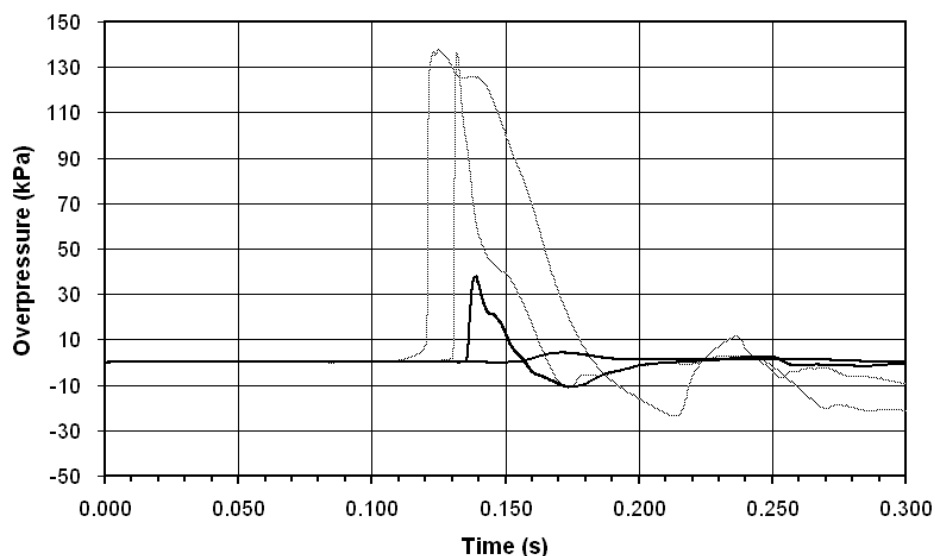


Figure 14. La dynamique de pression simulée : traits pointillés (gris) – surpression au plafond à l'intérieur du tunnel à 34 m et 39 m de la source d'inflammation (à l'intérieur du tunnel, à 5,25 m et 0,25 m de l'extrémité du tunnel, respectivement) ; traits continus – à 40 m et 42 m de la source d'inflammation (à l'extérieur du tunnel, à 0,75 m et 2,75 m respectivement) à 1,2 m et 1,5 m du niveau du sol, respectivement [1].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Le modèle LES, étalonné antérieurement pour prédire la dynamique des déflagrations d'hydrogène-air à grande échelle dans l'atmosphère, est validé par rapport à des explosions d'hydrogène-air expérimentales dans l'environnement assez différent d'un tunnel de 78,5 m de long. La simulation a reproduit les résultats expérimentaux pour les déflagrations à 20 % en volume et 30 % en volume d'hydrogène-air dans un tunnel non obstrué et dans un tunnel avec obstacles.

Les déflagrations d'hydrogène-air dans des espaces confinés présentent davantage de dangers graves et de risques associés que les déflagrations dans l'atmosphère. En effet, les surpressions enregistrées pendant la déflagration d'hydrogène-air pratiquement stœchiométrique de 1 kg d'hydrogène dans le tunnel se trouvent dans la plage de 150-175 kPa [23]. Cela est globalement plus élevé que les surpressions de l'ordre de seulement 6 - 10 kPa qui ont été enregistrées pendant la déflagration d'hydrogène-air stœchiométrique de quantités sensiblement plus grandes d'hydrogène de 55,5 kg dans l'atmosphère [8]. De plus, une fois générée, l'onde de pression dans le tunnel se propage sans dissipation et a la même surpression sur l'ensemble du tunnel. Cela diffère encore une fois des déflagrations dans l'atmosphère où la surpression a baissé de manière inversement proportionnelle à la distance.

Les simulations ont confirmé les observations expérimentales selon lesquelles les obstacles ayant un rapport de blocage de 0,03, d'après la configuration testée, ne présentent aucun effet significatif sur la pression d'explosion maximale dans le tunnel au-delà de la proximité immédiate des obstacles. Les simulations expérimentales et numériques montrent une faible variance de la pression maximale le long du tunnel. D'après l'analyse LES, il est démontré que la surpression d'obstacle latérale peut augmenter significativement en raison de la réflexion de l'onde de choc formée dans le tunnel pendant la déflagration.

6.4 Déflagrations ventilées

La combustion d'un mélange inflammable (c'est-à-dire la déflagration) dans un espace confiné (par ex. une enceinte, une pièce, un entrepôt, etc.) générera une surpression pouvant entraîner des dommages et la destruction d'installations et de bâtiments. La disposition d'évents pour libérer les mélanges brûlés et non brûlés et pour diminuer la surpression représente la stratégie la plus largement utilisée et la plus rentable pour atténuer les déflagrations dans les espaces confinés. Si aucune ventilation n'est prévue, les pressions maximales développées pendant la déflagration sont classiquement 6 à 10 fois la pression absolue initiale.

Dans cette technique, des zones faibles (clapets d'explosion) qui se rompent au début de l'explosion sont incorporées volontairement dans l'équipement, ventilant les produits de combustion et réduisant la pression d'explosion générée à l'intérieur de l'équipement. Il existe un certain nombre de méthodes utilisées pour fermer hermétiquement les clapets d'explosion, telles que des membranes fines, des disques de rupture, des flasques légers maintenus en place par des fixations magnétiques et des portes à ressort. La pression d'ouverture des flasques et la taille des clapets sont choisies pour donner des pressions d'explosion inférieures à celles qui

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

endommageraient l'équipement. Il peut toutefois être acceptable de permettre certains dommages à l'équipement, dans la mesure où cela n'entraîne pas de dommages dans la zone adjacente ou de lésions au personnel situé à proximité. Il faudra également s'assurer que l'explosion est évacuée vers des zones sûres de façon qu'elle ne provoque aucun dommage ni aucune blessure. Les normes BS EN 14797:2006 “Explosion venting devices”, BS EN 14994:2007 “Gas explosion venting protective systems” [29] et NFPA 68 “Standard on Explosion Protection by Deflagration Venting” [27] donnent des directives concernant la conception des systèmes d'évacuation des explosions et les méthodes disponibles pour le dimensionnement des clapets. Cependant, bien que la ventilation soit la technique la plus répandue pour atténuer les explosions dans une enceinte, il n'existe aucune norme de référence internationale relative au système de protection contre les explosions pour application d'hydrogène en particulier. La norme européenne EN 14994 spécifie les exigences de conception fondamentales pour le choix d'un système de protection par ventilation d'explosion de gaz, mais elle ne s'applique pas à l'explosion d'hydrogène. La norme américaine NFPA 68 est la seule norme nationale traitant des couvertures d'évent à inertie pour l'hydrogène.

La norme NFPA 68 recommande l'équation suivante pour calculer la surface de l'évent pour une surpression réduite ciblée :

$$F = \left\{ [(0.127) \cdot \log(K_G) - (0.0567)] \cdot P_{red}^{-0.582} \right\} \cdot V^{2/3} + \left[(0.175) \cdot P_{red}^{-0.572} \cdot (P_{stat} - 1) \right] \cdot V^{2/3} \quad (3)$$

où F est la surface de l'évent, m^2 ; K_G est l'indice de déflagration, $bar \cdot m/s$; P_{red} est la pression réduite, bar relatif ; V est le volume d'enceinte, m^3 ; P_{stat} est la pression statique d'activation d'évent, bar relatif. En général, la formule de dimensionnement des événements (3) utilisée dans la norme NFPA 68 (édition 2007) et sa version européenne, la norme EN 14994, ne sont pas applicables à l'hydrogène. Le « consensus » consiste à utiliser une valeur de K_G pour l'hydrogène égale à 550 $bar \cdot m/s$.

Le [Tableau 2](#) donne des exemples de comparaisons entre les résultats obtenus selon la norme NFPA 68 (3) et une autre technique de dimensionnement d'évent élaborée à l'Ulster University [28]. Ce tableau fournit des valeurs expérimentales pour le volume de récipient, la surface de l'évent et le % en volume d'hydrogène dans une composition inflammable. La norme NFPA 68 (3) et la technique de l'Ulster University offrent deux solutions : pour une taille d'évent ciblant une surpression expérimentale et pour une surpression expérimentale maintenant la taille d'évent expérimentale. Les résultats des deux solutions sont présentés dans le [Tableau 3](#) avec l'écart par rapport à la valeur expérimentale exprimé en pourcentage. Les détails des expériences et de la technique de dimensionnement d'évent de l'Ulster University peuvent être consultés dans [28].

Tableau 2. Comparaison entre les expériences et les prédictions par la technique de dimensionnement d'évent [28] et l'équation utilisée dans la norme NFPA 68 [27].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Test	H ₂ , vol. %	V _i , m ³	F _i , m ²	Vent Area, F (m ²)				Reduced pressure, P _{red}				Use of NFPA ^c		
				VST	% ^a	NFPA	% ^a	VST ^a	% ^a	NFPA	% ^a			
K10-15-C	10	6.85	0.0177	0.0780	342	0.362	1948	0.0177	3.67	126	260.00	15900	1.625	(+)
K10-15-R	10	6.85	0.0177	0.1070	506	0.448	2435	0.0177	3.67	224	260.00	22807	1.135	(+)
K10-15-N	10	6.85	0.0177	0.0890	405	0.391	2116	0.0177	3.67	158	260.00	18171	1.423	(+)
K10-25-C	10	6.85	0.0191	0.1188	142	0.514	947	0.0491	4.47	396	46.90	5111	0.900	(+)
K10-25-R	10	6.85	0.0191	0.1693	245	0.746	1420	0.0491	4.47	829	46.90	9657	0.481	(+)
K10-25-N	10	6.85	0.0191	0.1555	217	0.682	1291	0.0491	4.47	701	46.90	8305	0.558	(+)
K10-45-C	10	6.85	0.1590	0.2214	39	0.986	521	0.1590	0.54	79	6.49	2063	0.300	(+)
K10-45-R	10	6.85	0.1590	0.3500	120	1.584	897	0.1590	0.54	298	6.49	4707	0.135	(+)
K10-45-N	10	6.85	0.1590	0.4843	205	2.212	1292	0.1590	0.54	598	6.49	8340	0.077	(+)
K15-15-C	15	6.85	0.0177	0.0753	326	0.223	1163	0.0177	5.34	46	260.00	6985	3.670	(-)
K15-25-C	15	6.85	0.0191	0.1002	104	0.238	384	0.0491	4.20	27	46.90	1321	3.300	(-)
K15-45-C	15	6.85	0.1590	0.2378	50	0.311	95	0.1590	2.68	27	6.49	209	2.100	(-)
K15-45-R	15	6.85	0.1590	0.4534	185	0.454	185	0.1590	2.68	141	6.49	485	1.110	(+)
K15-45-N	15	6.85	0.1590	0.4139	160	0.422	165	0.1590	2.68	113	6.49	417	1.255	(+)
K20-15-C	20	6.85	0.0177	0.0536	203	0.185	947	0.0177	6.14	22	260.00	5069	5.030	(-)
K20-25-C	20	6.85	0.0191	0.0819	67	0.196	300	0.0491	5.13	13	46.90	931	4.550	(-)
K20-45-C	20	6.85	0.1590	0.1643	3	0.222	40	0.1590	3.74	1	6.49	75	3.700	(-)
P1-C	29.6	0.95	0.20	0.2132	7	0.110	-45	0.2000	1.35	8	0.45	-64	1.250	(+)
P2-C	29.6	0.95	0.30	0.4176	39	0.233	-22	0.3000	0.74	85	0.26	-35	0.400	(+)
SRI-30F	30	37.4	7.48	11.95	60	1.112	-85	7.48	1.72	33	0.05	-96	1.300	(-)
SRI-20F	20	37.4	7.48	11.82	58	2.434	-67	7.48	0.78	122	0.05	-85	0.280	(-)
SRI-15F	15	37.4	7.48	7.48	0	3.127	-58	7.48	0.23	0	0.05	-77	0.220	(-)

Remarques : Dans la colonne « Test » : C – inflammation centrale, R – inflammation à l'arrière de l'événement, N – inflammation à proximité de l'événement, F – inflammation au sol. VST correspond à la technique de dimensionnement d'événement.

^a - écart de prédiction par rapport à la valeur expérimentale correspondante, calculé par la formule : $100 \times (A_{pred} - A_{exp}) / A_{exp}$, où A est la pression réduite ou la surface de l'événement.

^b - données expérimentales.

^c - applicabilité de la norme NFPA 68 (2007) pour prédire une expérience particulière : le signe (+) dans la dernière colonne signifie que l'équation (3) est applicable, le signe (-) fait référence à des conditions expérimentales en dehors de la plage d'applicabilité spécifiée de l'équation (3).

Le tableau 2 donne des exemples de comparaison entre les résultats obtenus conformément à la norme NFPA 68 (3) et une autre technique de dimensionnement des événements mise au point à l'université d'Ulster [28]. Le tableau indique le volume expérimental de la cuve, la surface de l'événement et le pourcentage d'hydrogène dans la composition inflammable. Les techniques de la NFPA 68 (3) et de l'Université d'Ulster ont été résolues de deux manières - pour la taille de l'événement en fonction de la surpression expérimentale, et pour la surpression expérimentale en fonction de la taille de l'événement expérimental. Les résultats des deux solutions sont présentés dans le tableau 3, avec l'écart par rapport à la valeur expérimentale exprimé en pourcentage. Les détails des expériences et de la technique de dimensionnement des événements de l'Université d'Ulster sont présentés dans [28].

Les corrélations de dimensionnement d'événement de l'Ulster University ont été appliquées aux explosions en tunnel comme suit : le volume de mélange hydrogène-air uniforme représente un « volume d'enceinte » et la « surface d'événement de l'enceinte » est égale au double de la section transversale du tunnel. Davantage de détails sur la comparaison entre les données

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

expérimentales et les prédictions par la technologie de dimensionnement d'événement et l'équation (3) avec $K_G = 550 \text{ bar}\cdot\text{m}/\text{sec}$ sont fournis en [28].

On peut observer sur le [Tableau 2](#) que la norme NFPA 68 [27], et donc la norme EN14994 [29], surestime significativement les surfaces d'événement et la pression réduite (parfois jusqu'à 6985 %) dans certains cas et les sous-estime dans d'autres cas, elle n'est donc pas prudente en comparaison aux corrélations de dimensionnement d'événement dont il est démontré qu'elles sont plus proches des prédictions expérimentales.

La procédure de calcul de la surface de l'événement pour une enceinte vide remplie entièrement d'un mélange hydrogène-air au repos ou une enceinte présentant un effet négligeable des obstacles se présente comme suit :

1. Calculer la surpression d'explosion réduite sans dimension $\pi_{red} = P_{red}/P_i$
2. Déterminer la pression d'activation statique sans dimension $\pi_v = (P_{stat} + P_i)/P_i$
3. Calculer le complexe de pression sans dimension à l'aide des données des étapes 1 et 2, $\pi_{red}/\pi_v^{2.5}$
4. Calculer la valeur du nombre de Bradley turbulent Br_t par l'une des deux équations suivantes en fonction de la valeur du complexe de pression sans dimension mentionné ci-dessus, $\pi_{red}/\pi_v^{2.5}$:

$$\text{Si } \pi_{red}/\pi_v^{2.5} \leq 1, \text{ alors, utiliser l'équation : } \pi_{red}/\pi_v^{2.5} = 5.65 \cdot Br_t^{-2.5} \quad (4)$$

$$\text{Si } \pi_{red}/\pi_v^{2.5} \geq 1, \text{ alors, utiliser l'équation : } \pi_{red}/\pi_v^{2.5} = 7.9 - 5.8 \cdot Br_t^{-2.5} \quad (5)$$

5. En utilisant la [Figure 15](#) ci-dessous, déterminer les valeurs appropriées de la vitesse de combustion laminaire et le rapport de détente pour le mélange hydrogène-air adapté (par la fraction volumétrique de l'hydrogène dans l'air). Par exemple, pour le mélange hydrogène-air stœchiométrique aux TPN, les valeurs suivantes peuvent être utilisées pour le dimensionnement des événements : $E_i = 6,88$, $S_{u0} = 1,96 \text{ m/s}$ [30, 31]. L'effet de la température initiale sur la vitesse de combustion laminaire peut être extrapolé d'après la formule (6) :

$$S_{ui} = S_{u0} \cdot (T/298)^{m_0} \quad (6)$$

où S_{u0} est la vitesse de combustion laminaire à 298 K ([Figure 15](#)), T est la température initiale, m_0 est l'indice de température qui peut être considéré comme $m_0 = 1,7$ pour les mélanges hydrogène-air pratiquement stœchiométriques [32].

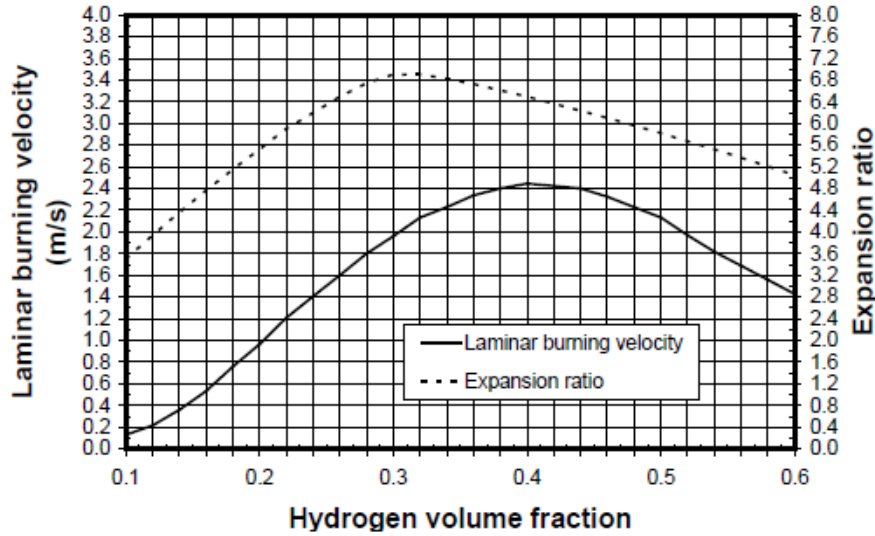


Figure 15. Vitesse de combustion laminaire et rapport de détente pour les mélanges hydrogène-air à la pression initiale de 1 bar et à la température initiale de 298 K.

- Déterminer la surface de l'évent par résolution numérique de l'équation suivante :

$$\frac{Br_t \cdot \sqrt[3]{36\pi_0} \cdot V^{2/3}}{c_{ui} \cdot \sqrt{E_i/\gamma_u}} = \frac{A(1 + \pi_v)^{0.4} \cdot \left[1 + 0.5 \left(\frac{A}{V^{2/3}} \cdot \frac{c_{ui}}{S_{ui}(E_i - 1)} \right)^{0.8} \right]^{-0.4}}{(1 + e \cdot V^g)^{0.4} \cdot S_{ui} \cdot (E_i - 1)} \quad (7)$$

où les coefficients empiriques $e = 2$ et $g = 0,94$, et les autres paramètres sont :

A , la surface de l'évent d'un dispositif de ventilation d'explosion, en m^2 ;

Br_t , le nombre de Bradley turbulent ;

c_{ui} , la vitesse du son aux conditions initiales (m/s) ; $c_{ui} = (\gamma_u RT_{ui}/M_{ui})^{0.5}$

E_i , le rapport de détente des produits de combustion, $E_i = M_{ui}T_{bi}/M_{bi}T_{ui}$

M , la masse moléculaire, en kg/mol

p_i , la pression absolue initiale, en bar abs

p_{red} , la surpression réduite, en bar relatif

p_{stat} , la pression d'activation statique, en bar relatif

R , la constante universelle des gaz, $R = 8,31$ J/K/mol

S_{ui} , la vitesse de combustion aux conditions initiales, en m/s

V , le volume d'enceinte, en m^3

γ_u , le rapport des chaleurs spécifiques pour le mélange non brûlé

π_{red} , la surpression d'explosion maximale (pression réduite)

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

$$\pi_{red} = p_{red}/p_i$$

π_v , la pression d'activation statique sans dimension, $\pi_v = (p_{stat} + p_i)/p_i$

$$\pi_0 = 3,14.$$

Les corrélations ont été étalonnées en fonction des données expérimentales pour les déflagrations d'hydrogène-air pour la plage de conditions suivantes :

$$L/D \leq 5,43 ;$$

$$V \leq 37,4 \text{ m}^3 ;$$

$$0,005 < A/V^{2/3} < 0,34 ;$$

$$0 \text{ kPa} \leq p_{stat} \leq 13,5 \text{ kPa};$$

$$p_i = 1 \text{ bar abs.}$$

$$0,3 \leq \pi_{red} \leq 5.$$

La méthode de dimensionnement des événements présentée ci-dessus permet d'estimer l'effet de la pression et de la température initiales de l'atmosphère gazeuse explosive dans l'enceinte protégée. Dans 90 % des cas, cette méthodologie a révélé qu'elle donnait des prédictions plus proches que la norme NFPA 68 [27].

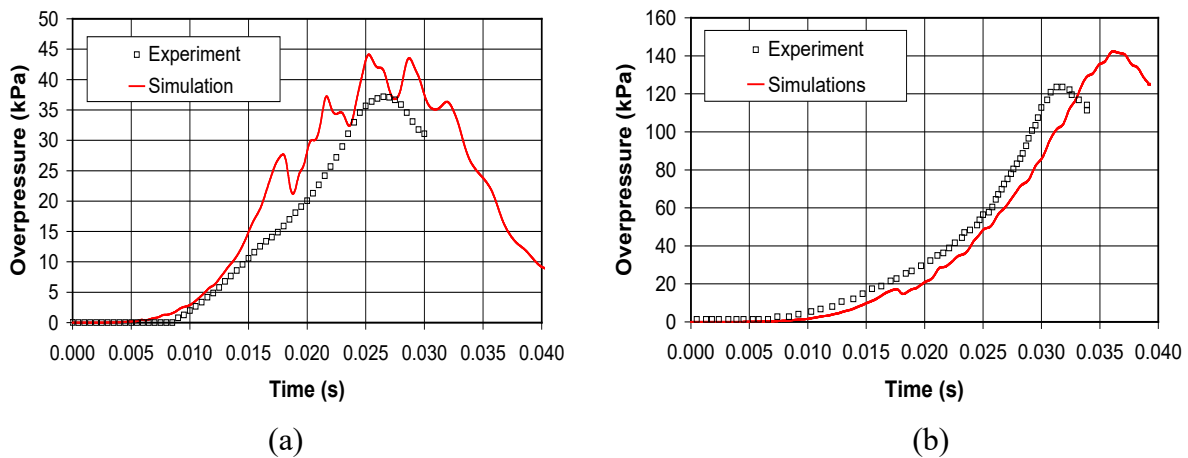


Figure 16. Comparaison des valeurs de surpression expérimentales et simulées pour les déflagrations déchargées par l'évent avec : (a) 0,62 m de diamètre, (b) 0,50 m de diamètre.

La capacité de prédiction de la méthodologie de dimensionnement des événements est démontrée sur les données expérimentales pour les déflagrations d'hydrogène-air (série « P » dans le [Tableau 2](#)). Pasman et al. [33] ont réalisé les expériences dans un récipient cylindrique de 0,95 m³ de 0,97 m de diamètre et de 1,50 m de long. Une bride a été placée à l'arrière du récipient pour loger une membrane de rupture. Le mélange hydrogène-air a été enflammé au centre du récipient. Les expériences avec un mélange stœchiométrique d'hydrogène-air (29,6 % en volume) ont été réalisées avec deux surfaces d'évent différentes de 0,3 m² (0,62 m de diamètre) et 0,2 m² (0,50 m de diamètre). La pression initiale dans le récipient était égale à

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

101,8 kPa et la température était de 281 K. La dynamique de pression expérimentale est donnée sur la [Figure 16](#) en comparaison avec les résultats de simulation numériques.

Les moyens de calcul pour l'évaluation de la surpression et le dimensionnement des événements seront examinés dans la Conférence 11 - Espaces confinés.

6.5 Déflagrations d'hydrogène-air localisées

L'inflammation d'un mélange inflammable d'hydrogène-air dans une partie centrale de l'enceinte ou au niveau d'une paroi arrière conduit classiquement à une surpression de déflagration maximale supérieure comparé à une inflammation proche de l'événement. Une inflammation retardée de jets et de libérations d'hydrogène formant un nuage d'hydrogène-air hautement turbulent localisé peut conduire à une surpression significative à proximité de l'inflammation même si la concentration moyenne dans un récipient peut être faible (par ex. ~1 % en volume). La déflagration déchargée d'un mélange d'hydrogène-air stratifié peut conduire à une surpression significativement supérieure comparé à la composition d'hydrogène-air uniforme pauvre avec la même réserve d'hydrogène (à savoir la masse d'hydrogène stockée). L'engorgement (c'est-à-dire un rapport de blocage élevé) à l'intérieur de l'enceinte accélère la flamme et provoque des surpressions de déflagration plus élevées. La surpression de déflagration diminue lorsque les surfaces de ventilation sont augmentées. Plus la surface de l'événement est grande, plus la concentration du mélange inflammable élevée peut être tolérée sans détruire l'enceinte. L'efficacité de la ventilation de déflagration n'est pas affectée par l'orientation des événements (soit horizontaux ou verticaux). Un seul événement d'une plus grande superficie ou de multiples événements supprimeront l'accélération de la flamme et les surpressions de déflagration plus élevées.

La Mécanique des Fluides numérique (CFD) peut être utilisée pour les géométries complexes, les événements multiples et les paramètres qui ne peuvent pas être décrits par les outils techniques d'analyse classiques. Les modèles CFD sont capables de reproduire les principales caractéristiques de dynamique de déflagration observées expérimentalement. Il convient de s'assurer que les modèles CFD sont validés pour la même plage de paramètres pour lesquels ils sont appliqués : concentrations en hydrogène, échelles d'enceinte, engorgement, taille d'événement, etc..

6.5.1 Déflagration en récipient clos

Une limitation de la réserve d'hydrogène est l'une des stratégies de sécurité pour l'utilisation d'hydrogène en intérieur. Un modèle thermodynamique peut être utilisé pour prédire la masse maximale d'hydrogène pouvant être libérée dans une enceinte sans provoquer de surpression destructrice dans le cas de sa combustion. Le modèle suppose qu'un mélange hydrogène-air localisé remplit partiellement l'enceinte et brûle dans une enceinte fermée de manière totalement hermétique.

La limite supérieure de la réserve d'hydrogène peut être définie en utilisant une surpression de 10 kPa comme critère pour des dommages mineurs (tels que bris de vitres, etc.). Un modèle

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

permettant de déterminer la limite de réserve d'hydrogène à utiliser dans des enceintes mal ventilées ou des enceintes sans ventilation spécialement prévue a été élaboré et validé dans le Work Package 5 : Widely accepted guideline on Fuel Cell indoor installation and use of HyIndoor project [34]. Cette question sera abordée dans la Conférence 11 - Espaces confinés.

La plus faible réserve d'hydrogène qui a fourni une surpression de 10 kPa, a été obtenue pour une fraction volumétrique (vol.) d'hydrogène dans le mélange $\varphi = 0,04$ (c'est-à-dire la LII) et une fraction en vol. du mélange dans l'enceinte $\Phi = 0,0786$, donnant une fraction en vol. totale de H_2 dans une enceinte close de $\Phi \cdot \varphi = 3,14 \cdot 10^{-3}$, ce qui est inférieur à ce qui est classiquement envisagé comme un seuil de sécurité de LII de 0,04. Cette fraction volumétrique correspond à *0,261 g d'hydrogène pour 1 m³ de volume d'enceinte*. Il faut noter que des dommages locaux peuvent cependant se produire sur la structure si une couche de concentration en hydrogène plus élevée se forme dans la pièce/l'enceinte et qu'une détonation se produit, comme dans les zones à fort engorgement [35].

La déflagration d'un mélange hydrogène-air non-homogène dans une enceinte, où la concentration en hydrogène varie principalement dans la direction verticale, est un scénario d'accident plus réaliste [36, 37]. Il a été établi que les déflagrations dans les mélanges avec une concentration en hydrogène stratifiée pouvaient être plus dangereuses que celles dans un milieu uniforme avec la même quantité d'hydrogène libéré [38]. Le modèle thermodynamique a été élaboré à l'Ulster University pour calculer la surpression maximale de la déflagration de mélange localisée dans un espace clos [39]. La limite supérieure de la réserve d'hydrogène qui pourrait être libérée, puis brûlée dans un espace clos ayant une résistance de 10 kPa (qui est classique dans de nombreuses structures civiles) est calculée en utilisant ce modèle. Cette limite de sécurité supérieure est équivalente à 7,9 % de l'espace clos remplis avec 4 % d'hydrogène. Les réserves d'hydrogène supérieures à cette valeur devraient provoquer des dommages aux structures ayant une résistance de 10 kPa, tandis que les réserves d'hydrogènes inférieures à cette valeur pourraient ou non provoquer des dommages (en cas de surpressions localement élevées en raison de l'accélération de la flamme dans une région engorgée, des données pourraient encore se produire). Les erreurs des prédictions du modèle d'espace clos comparé aux mesures expérimentales de Stamps et al. [40] ont révélé qu'elles se trouvaient dans la plage de 3 à 13%.

6.5.2 Ventilation de déflagration

Lorsque la réserve est supérieure à la limite spécifiée de 0,261 g de H_2/m^3 , l'utilisation d'autres techniques d'atténuation doit être envisagée (ventilation naturelle/forcée pour exclure la formation de mélange inflammable, ventilation de la déflagration, etc.). La ventilation d'un volume partiel ou d'un mélange stratifié des déflagrations devrait être plus facile que celle du volume total des explosions en raison d'une moindre quantité d'hydrogène. Pour la même quantité d'hydrogène, les déflagrations de mélanges stratifiés non-uniformes peuvent générer une surpression supérieure à celle pour une déflagration de mélange uniforme. La surpression

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

maximale dépend fortement de la portion du mélange présentant la plus grande vitesse de combustion (c'est-à-dire la concentration en hydrogène la plus élevée en cas de mélanges pauvres). La méthode de calcul de la surface de l'événement pour éviter une surpression destructrice en cas de déflagration de mélange localisée a été décrite et validée dans le projet HyIndoor également [34]. Cette méthode sera examinée dans la conférence suivante.

Le modèle et la corrélation pour les ventilations de déflagration de mélanges gazeux localisés, y compris les mélanges non-homogènes, ont été élaborés à l'Ulster University pour la première fois [39]. Le contexte du modèle de ventilation de déflagration localisée a été suggéré pour la première fois en 1996 [41]. Ses principales étapes de calcul se fondent sur le modèle de ventilation de déflagration pour un mélange inflammable uniforme occupant la totalité du volume d'enceinte [42]. Le modèle est construit sur l'équation de conservation du volume dans l'enceinte écrite sous la forme non-dimensionnelle pour le mélange brûlé et non-brûlé (ce dernier comprend à la fois du mélange inflammable et de l'air non réactif). Les résultats de simulation ont été validés par rapport à des données expérimentales sur les déflagrations de mélange hydrogène-air disponibles dans la littérature et à des expériences avec des distributions de gaz stratifiées menées par la section Expériences du Karlsruhe Institute of Technology (KIT) en Allemagne et le Health and Safety Executive (HSE) au Royaume-Uni. L'équation pour la surpression sans dimension d'une ventilation de déflagration de mélange inflammable localisé s'exprime comme suit:

$$\Delta\pi = \left(Br_t^{-1} \sqrt{\frac{E_i}{2}} \right) \cdot \min \left\{ 1.0; \left[E_i^{2/3} \frac{\left(1 + \left(\frac{1}{\Phi} - 1 \right) \frac{M_{air}}{M_f} \right)^{2/3}}{\left(1 + \left(\frac{1}{\Phi_\phi} - 1 \right) \frac{M_{air}}{M_f} \right)} \right]^2 \right\} \quad (8)$$

où $\Delta\pi$ est la surpression sans dimension, Br_t est le nombre de Bradley turbulent, E_i est le coefficient de dilatation des produits de combustion, Φ est la fraction volumétrique de mélange combustible-air inflammable localisé en enceinte, Φ_ϕ est la fraction volumétrique du combustible dans un mélange combustible-air localisé, M est la masse moléculaire, *air* et *f* en indices représentent l'air et le combustible.

La Figure 17 montre que la corrélation calculée a reproduit la série de 25 expériences disponible dans deux enceintes différentes avec une précision technique raisonnable pour un phénomène aussi complexe qu'une ventilation de déflagration de mélange localisé non-uniforme et uniforme. Pour la corrélation d'ajustement et la corrélation prudente, le paramètre de mise à l'échelle de la surpression est fourni par :

$$\Delta\pi = A \cdot Br_t^{-B} \left(\sqrt{\frac{E_i}{2}} \cdot \min \left\{ 1.0; \left[E_i^{2/3} \frac{\left(1 + \left(\frac{1}{\Phi} - 1 \right) \frac{M_{air}}{M_f} \right)^{2/3}}{\left(1 + \left(\frac{1}{\Phi_\phi} - 1 \right) \frac{M_{air}}{M_f} \right)} \right]^2 \right\} \right)^2 \quad (9)$$

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

où les paramètres A et B sont des coefficients prédéfinis.

Le modèle et la corrélation pour les ventilations de déflagration de mélanges gazeux localisés, y compris les mélanges non-homogènes, ont été présentés par l'Ulster University pour la première fois. Le modèle permet au dimensionnement des événements des équipements et bâtiments de faible résistance d'atténuer les conséquences néfastes des déflagrations localisées pour les personnes et les biens. La théorie démontre que seule une petite fraction d'un mélange non-uniforme ayant la vitesse de combustion la plus élevée définit la surpression maximale d'une déflagration localisée déchargée. La corrélation d'ajustement développée reproduit les données expérimentales avec la meilleure précision lorsque la plage de vitesse de combustion est prise comme étant de 95 à 100% de la vitesse de combustion maximale. La corrélation prudente est recommandée pour la conception de sécurité des systèmes et infrastructures d'hydrogène. Les coefficients pour la corrélation d'ajustement ($A = 0,018$, $B = 0,92$) et la corrélation prudente ($A = 0,080$, $B = 0,92$) sont calculés. De plus, la plus large plage de conditions expérimentales en termes de taille d'enceinte, surface de l'événement, fraction de mélange uniforme inflammable dans le volume d'enceinte, fraction de mélange non-uniforme inflammable, et fraction d'hydrogène dans le mélange, aiderait à étendre encore davantage le domaine de validation de la corrélation pour la ventilation de déflagration localisée calculée ici de manière théorique.

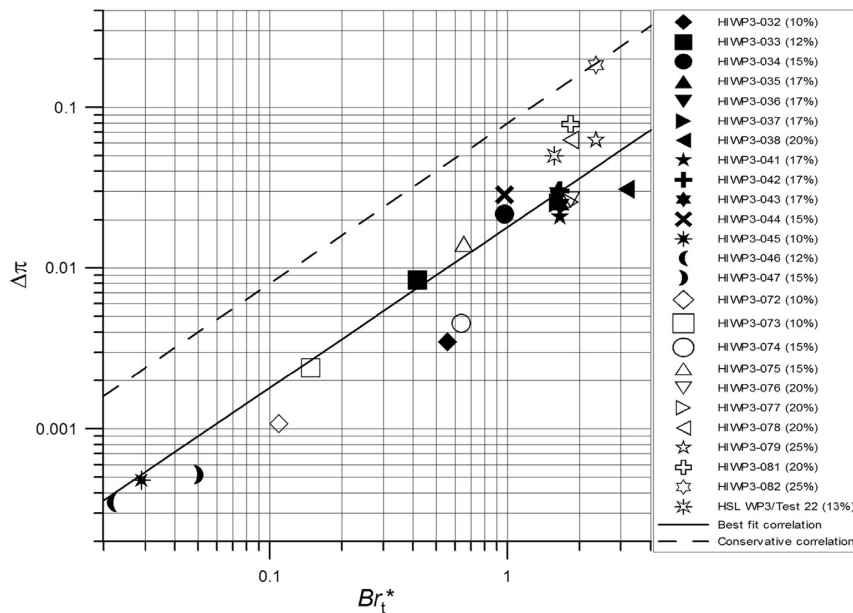


Figure 17. Comparaison de la surpression expérimentale, résultats de la corrélation d'ajustement et de la corrélation prudente (symboles pleins - mélanges non-uniformes, symboles transparents - mélanges uniformes) [39]

7. Détonations et ondes de choc

Pour les déflagrations déchargées, la surpression peut se situer n'importe où entre des surpressions dans la déflagration dans l'atmosphère et la déflagration en récipient clos. Dans une déflagration en récipient clos, le rapport de la pression maximale à la pression initiale est

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

de manière générale plus élevé et pour le mélange stœchiométrique aux TPN, il est égal à 8,15 [43]. La *détonation* est le pire cas de combustion d'hydrogène accidentelle : la surpression caractéristique dans un front de détonation de mélange hydrogène-air stœchiométrique est encore plus élevée que pour une déflagration en récipient clos, 1,56 MPa, et elle se propage plus rapidement que la vitesse du son, à 1,968 m/s [43]. L'onde de détonation est un complexe du choc précurseur et de l'onde de combustion et sa description peut être consultée ailleurs [44]. L'épaisseur du front de détonation est une distance depuis le choc précurseur jusqu'à l'extrémité de la zone de réaction où la condition de Chapman-Jouguet (plan sonique) est atteinte et est classiquement de l'ordre de 0,1 cm.

7.1 Transition de la déflagration à la détonation

L'hydrogène est sujet à la transition de la déflagration à la détonation (TDD). La TDD peut se produire dans différents environnements, notamment des tubes, des enceintes, etc. Différents mécanismes sont responsables de l'accélération du front de flamme jusqu'à une vitesse proche de la vitesse du son dans un mélange non brûlé, y compris, mais sans s'y limiter, la turbulence dans un mélange non brûlé, la turbulence générée par le front de flamme lui-même, et diverses instabilités [1]. Il existe ensuite un saut de la vitesse de propagation de la flamme sonique jusqu'à la vitesse de détonation, qui est environ deux fois la vitesse du son au moins un mélange hydrogène-air presque stœchiométrique [1]. Le phénomène de TDD reste l'un des sujets épineux pour la recherche sur la combustion.

La distance d'approche observée expérimentalement (distance depuis le point d'inflammation jusqu'à l'emplacement de la TDD) dans un mélange hydrogène-air stœchiométrique dans un tube présente un rapport classique de la longueur au diamètre de 15 - 40. La présence d'obstacles dans un tube peut réduire significativement la distance d'approche pour la TDD. Le démarrage de la détonation pendant la TDD se produirait dans ce qu'on appelle un « point chaud » qui pourrait se situer dans les emplacements de flamme turbulente ou devant celui-ci, par ex. dans une concentration d'une forte réflexion des chocs. Les particularités des mécanismes de TDD n'affectent pas les paramètres d'une onde de détonation à l'état stable qui la suit [1].

Des mesures de sécurité pour exclure la TDD potentielle sont très importantes. En effet, si la déflagration d'un nuage d'hydrogène-air stœchiométrique au repos dans l'atmosphère génère une onde de pression de seulement 0,01 MPa (en deçà d'un niveau de lésion des tympans), la détonation du même mélange s'accompagnerait d'un souffle d'une pression plus élevée de plus de deux ordres de grandeur d'environ 1,5 MPa (bien supérieure à la pression mortelle d'environ 0,08 - 0,10 MPa) [1].

La TDD a été observée pendant l'atténuation de la déflagration dans une enceinte par la technique de ventilation. La ventilation d'une déflagration d'hydrogène-air à 30 % en volume dans une enceinte, telle qu'une pièce dotée d'une caméra à lecture de flamme et de panneaux de ventilation initialement fermés, a entraîné la TDD avec des surpressions allant jusqu'à 3,5

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

MPa dans les expériences réalisées par Dorofeev et al. [45] au Kurchatov Institute de Russie. La TDD a démarré quelques millisecondes après la destruction des panneaux de ventilation. La formation d'un écoulement suivi d'une explosion localisée à l'intérieur de l'enceinte à proximité du panneau a été confirmée. Il n'a été observé aucun effet de la taille du jet s'enflammant, sortant du jet de la caméra, sur le début de la détonation. La taille en volume de la caméra de jet n'a eu aucun effet non plus, indiquant le caractère local du début de la détonation. Dorofeev et al. [45] ont suggéré que le début de la détonation n'était pas directement en rapport avec l'inflammation du jet, mais était lié spécifiquement à la ventilation soudaine. En effet, un front de flamme structuré aciculaire avec une surface de combustion développée peut être induit par la ventilation, comme observé dans les expériences de Tsuruda et Hirano [46]. Les instabilités du front de flamme, en particulier l'instabilité de Rayleigh-Taylor, et les ondes de raréfaction se propageant dans l'enceinte après la destruction du panneau de ventilation augmentent le mélange du mélange non brûlé et des produits de combustion qui peut faciliter la formation de « points chauds. » Dans les mélanges ayant réagi partiellement, cela peut créer un gradient de temps d'induction, établissant ainsi les conditions de la TDD. La possibilité du démarrage de la TDD pendant la réflexion d'une onde de pression générée par la combustion du jet de caméra ne peut pas non plus être exclue (cela pourrait coïncider « naturellement » avec le départ de l'ouverture du panneau de ventilation) [1].

La TDD a été observée dans le test à grande échelle réalisé par Pfortner et Schneider [47] dans le Fraunhofer ICT d'Allemagne en 1984. Le montage expérimental incluait une « voie » (deux parois parallèles espacées de 3 m de 3 m de haut et 12 m de long) et une enceinte (section du conducteur) de dimensions $L \times H = 3,0 \times 1,5 \times 1,5$ m (6,75 m³ de volume) avec un évent initialement ouvert sur la « voie » de 0,82 × 0,82 m. La « voie » et l'enceinte étaient remplies du même mélange hydrogène-air à 22,5 % en volume maintenu sous un film plastique. La ventilation de la déflagration d'hydrogène-air à 22,5 % en volume démarrée au niveau de la paroi arrière de l'enceinte par cinq allumeurs dans l'espace partiellement confiné simulant une « voie » a provoqué la TDD. À l'instant 54,61 ms après l'inflammation, la TDD s'est produite dans la « voie » au niveau du sol, lorsque la flamme accélérée sortant de la section du conducteur a touché le sol [47].

7.2 Distance d'approche jusqu'à la DDT

La distance du point d'inflammation jusqu'à la localisation de la TDD, c'est-à-dire la distance d'approche X_D , diminue avec l'augmentation de la pression (Figure 18). Pour un tuyau de 105 mm de diamètre, elle est d'environ 70 cm à la pression initiale de 1 bar et diminue jusqu'à environ 7 cm à une pression de 5 bar (la corrélation pour X_D est applicable aux tubes ayant un diamètre interne de plus de 20 tailles de cellule de détonation, $d > 20\lambda$; et sera examinée ci-dessous) [48]

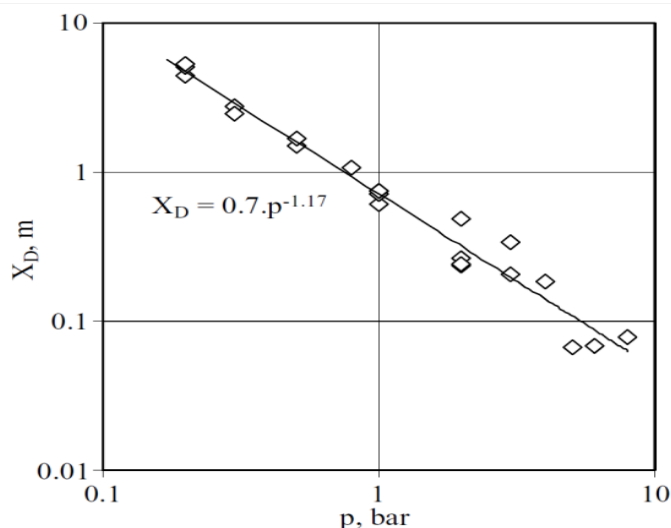


Figure 18. Distance d'approche jusqu'à la TDD en fonction de la pression initiale [48]

7.3 Limites de détonation et facteurs affectant la plage de détonabilité

Les limites supérieure et inférieure de détonation (LSD et LID) sont les concentrations maximale et minimale d'hydrogène dans l'air ou l'oxygène pour que des détonations stables se produisent. Ces limites sont contrôlées par la taille et la géométrie de l'environnement, ainsi que par la concentration du combustible [49]. Elles sont différentes des limites d'inflammabilité qui déterminent les limites pour une propagation de flamme lente plutôt que des limites pour une propagation d'onde de détonation supersonique. Les limites de détonation se trouvent toujours dans la plage d'inflammabilité. Les limites de détonation ne sont pas des caractéristiques fondamentales du mélange, car elles dépendent fortement de la nature et de la taille du montage expérimental. En effet, le diamètre du tube où la détonation peut se propager doit être de l'ordre de la taille d'une cellule de détonation λ (voir ci-dessous).

La plage de détonabilité mentionnée dans le rapport technique ISO/TR 15916:2004 [50] est de 18-59 % en volume d'hydrogène dans l'air. La plage de détonation de 13-70 % en volume est rapportée pour l'hydrogène-air dans un tube d'un diamètre de 43 cm [51]. Une valeur de détonabilité encore plus faible, de 12,5 % en volume, a été observée dans l'installation de test de détonation russe RUT, la plus grande de ce type [1]. La plus grande plage de détonabilité de l'hydrogène dans l'air, de 11 à 59 % en volume, est recommandée par Alcock et al. [6].

La plage de détonabilité dépend de la nature du comburant. Par exemple, la plage de détonabilité pour les mélanges hydrogène-air est indiquée comme un intervalle de 18,2 à 58,9 % en volume, tandis que pour les mélanges hydrogène-oxygène, elle est de 15 à 90 % en volume [52]. Une augmentation de température (T) de 293 à 373 K conduit à un élargissement de la plage de détonabilité : la LID est réduite de 11,6 à 9,4 % en volume, tandis que la LSD est augmentée de 74 à 76,9 % en volume pour les mélanges hydrogène-air. La plage de détonabilité dépend également fortement de l'addition de diluants aux mélanges contenant de l'hydrogène. Les effets de trois diluants, le dioxyde de carbone (CO_2), l'eau (H_2O) et l'azote (N_2), sur les limites de détonation et d'inflammabilité sont représentés sur les Figures 19-21

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

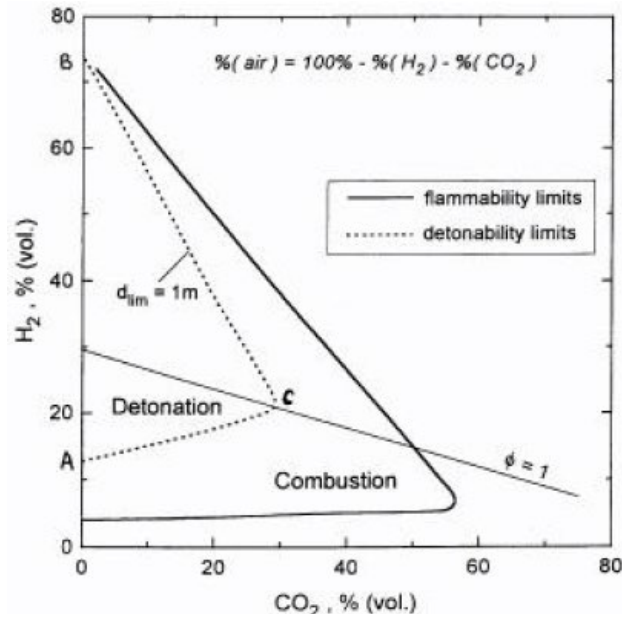


Figure 19: Effet de l'addition de dioxyde de carbone aux mélanges hydrogène-air sur la plage de détonabilité/inflammabilité [53].

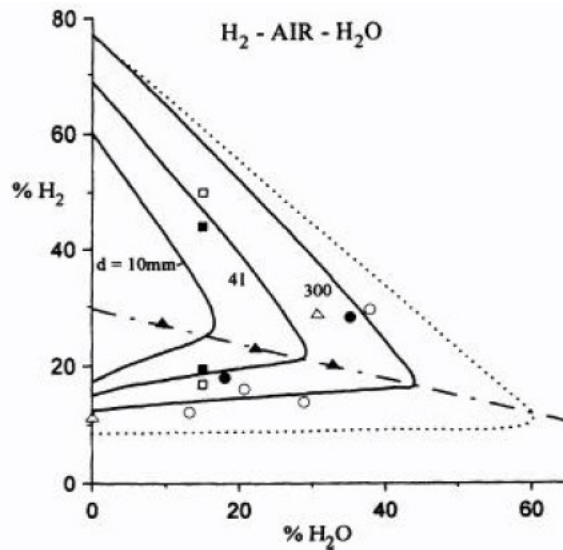


Figure 20. Effet de l'addition d'eau aux mélanges hydrogène-air sur la plage de détonabilité [53].

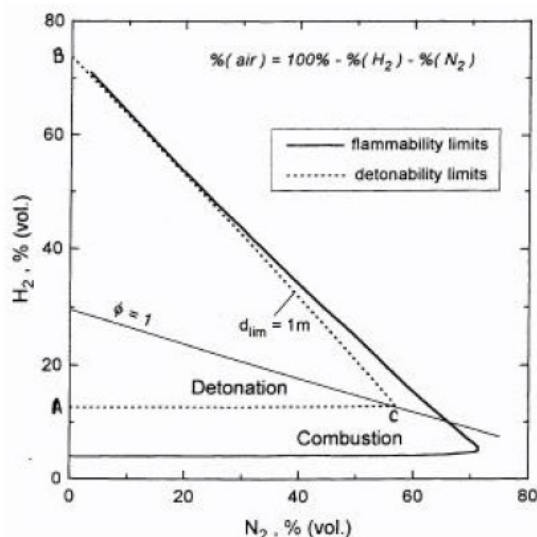


Figure 21 Figure 21. Effet de l'addition d'azote aux mélanges hydrogène-air sur la plage de détonabilité [53].

Le dioxyde de carbone (CO_2) modifie significativement la plage de détonabilité du mélange hydrogène-air : elle est sensiblement réduite en présence de ce diluant (Figure 19). La plage de détonabilité est également réduite significativement en présence d'eau. La taille du diamètre de tuyau affecte également la plage de détonabilité des mélanges hydrogène-air (Figure 20). En présence d'azote (N_2), la LSD est largement réduite à mesure que la concentration du diluant augmente (Figure 21)..

7.4 Taille de cellule de détonation et structure du front de détonation

Une fois démarrée, la détonation se propagera tant que le mélange se situera dans les limites de détonation dans la mesure où la taille du nuage est suffisante. Une onde de détonation présente une structure 3D complexe avec un motif caractéristique en écailles de poisson, ainsi qu'illustré sur les Figures 22 et 23 [54], puis sur la Figure 25 [58]

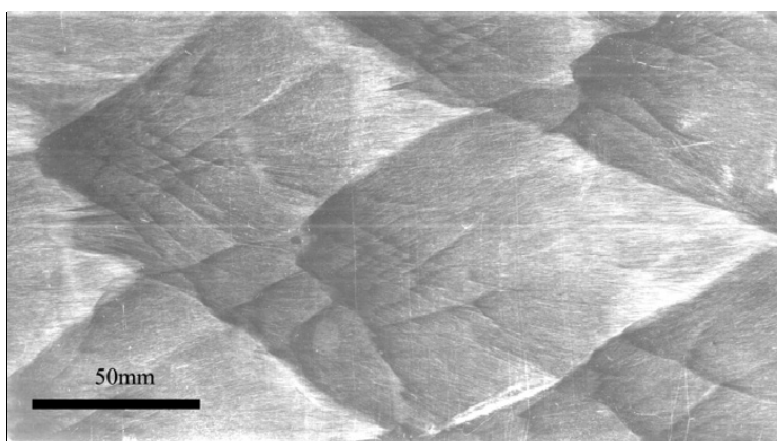


Figure 22. Structure cellulaire de l'onde de détonation (la détonation s'est propagée de gauche à droite) [54]

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

La détonation peut se propager à travers des canaux ayant une taille caractéristique de l'ordre de la *taille d'une cellule de détonation* (λ). La taille de cellule de détonation est une mesure de la réactivité du mélange combustible-comburant. Le front d'onde n'est pas plan et est constitué de cellules de réaction. Les mélanges hautement réactifs comme l'acétylène-air ont de très petites tailles de cellule (environ 1 mm).

Les longueurs de cellule de détonation pour l'hydrogène-air et l'hydrogène-oxygène stœchiométriques à des pressions initiales de 101,3 kPa sont indiquées comme étant égales à 15,9 mm et 0,6 mm, respectivement [55]. Cela signifie que la détonation d'hydrogène-oxygène peut se propager à travers des canaux plus petits comparé à la détonation d'hydrogène-air. La taille de cellule de détonation est fonction de la composition du mélange. La dépendance de la taille de cellule de détonation (λ) pour les mélanges hydrogène-air par rapport à la concentration en hydrogène est donnée sur la [Figure 24](#) [56]. Dans un autre article expérimental, les valeurs de taille de cellule de détonation pour un mélange hydrogène-air stœchiométrique ont été mesurées comme égales à 1,1-2,1 cm [57].

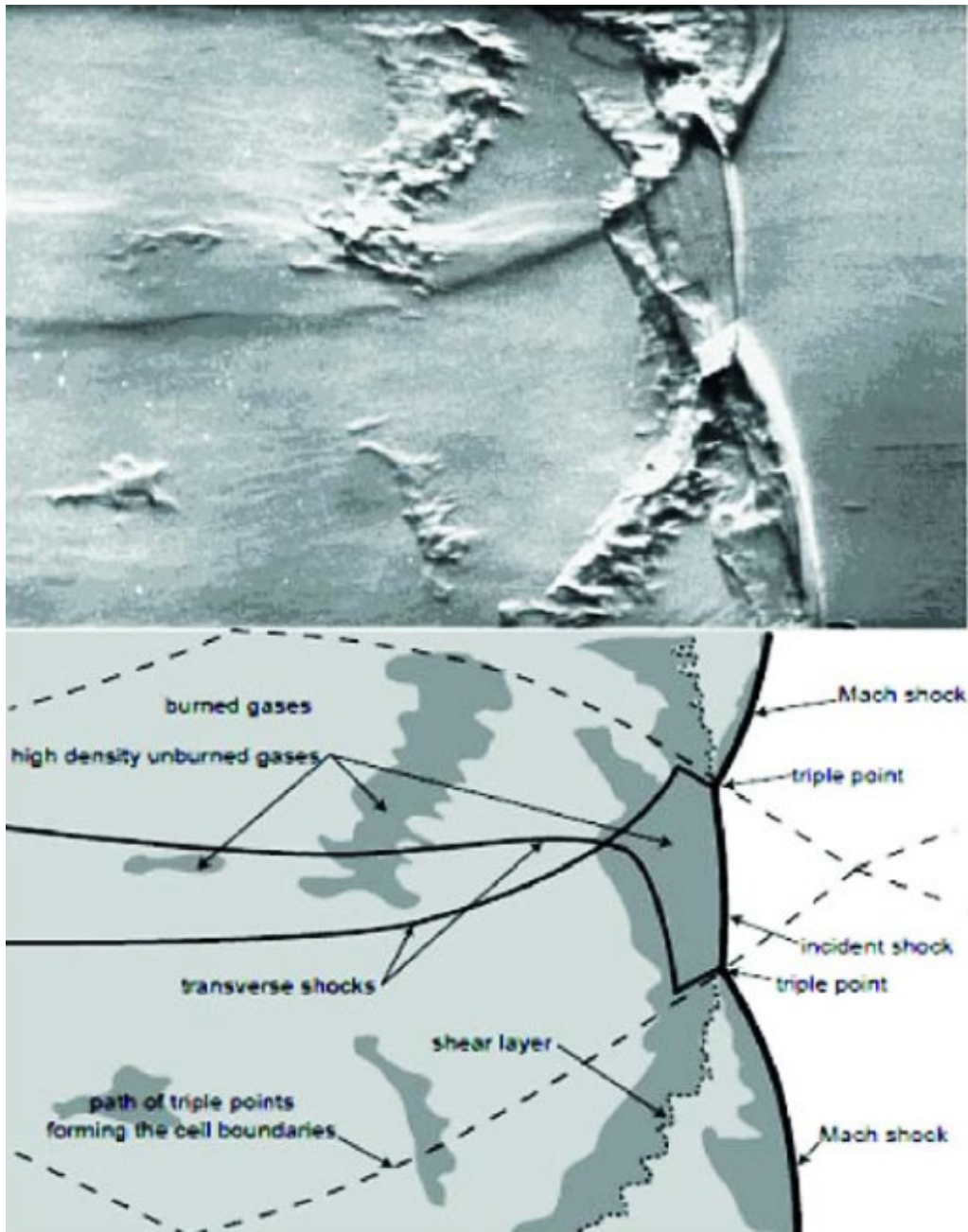


Figure 23 Strioscope de la structure de détonation hydrodynamique et schéma explicatif [54].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

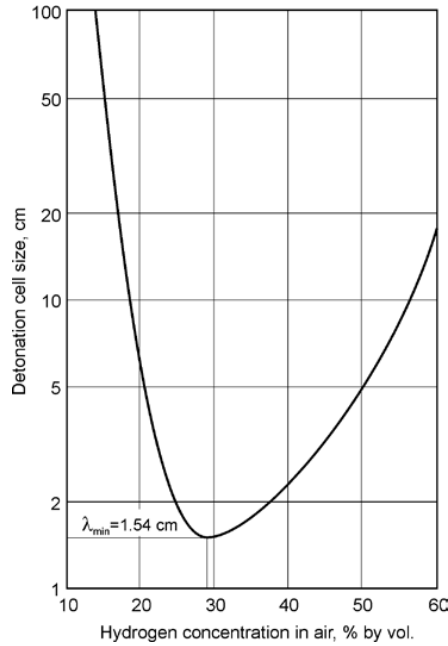


Figure 24. Taille de cellule de détonation en fonction de la concentration en hydrogène dans l'air [56].

La taille d'une cellule de détonation augmente lorsqu'elle s'approche des limites de détonation. Par conséquent, plus l'échelle d'un appareil expérimental est importante, plus la valeur de LID est faible (plus la LSD est élevée). Les limites de détonation du mélange hydrogène-air de la même concentration s'étendent avec l'échelle d'un nuage inflammable. Cela explique la différence entre la limite inférieure de détonation de l'hydrogène à 11 % en volume rapportée par Alcock et al. [6] et la valeur sous-estimée de 18 % en volume suggérée par la norme internationale ISO/TR 15916:2004 [50].

Une structure d'un front de détonation est représentée schématiquement sur la Figure 25. Une illustration en 2D de la structure de front de détonation est donnée ci-dessous d'après des modèles de Zeldovich, von Neumann et Döring (ZND)

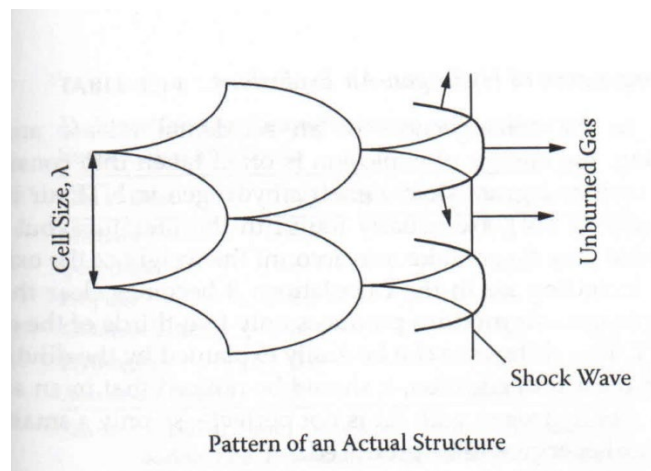


Figure 25. Représentation 2D d'une structure de front de détonation [58].

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

La taille de cellule diminue avec l'augmentation de la pression pour les mélanges hydrogène-air. La largeur de cellule des détonations hydrogène-air augmente significativement avec la concentration des diluants (par ex. le dioxyde de carbone ou l'eau).

7.5 Diamètre de tube critique pour le démarrage de la détonation

La détonation ne peut se produire que si la taille d'un conduit ou le volume de mélange est suffisamment élevé comparé à la taille de cellule de détonation λ (si un régime d'écoulement supersonique est développé).

- $D > \lambda / \pi$, où D est le diamètre interne d'un tube lisse ;
- $d > \lambda$, où d est la dimension transversale du passage non-obstrué dans un canal avec obstacles ;
- $L > 7\lambda$, où L est une taille caractéristique plus générale définie pour les pièces ou les canaux ;
- $D_{jet} > (14\sim 24)\lambda$, où D_{jet} se réfère au diamètre de sortie de jet.

Pour la zone engorgée avec un mélange hydrogène-air stœchiométrique, la TDD a été observée dans un nuage contenant 4 g d'hydrogène.

7.6 Démarrage direct des détonations

La capacité d'un mélange hydrogène-air à démarrer directement une détonation est supérieure à celle des hydrocarbures. Le démarrage direct de la détonation d'un mélange hydrogène-air est possible par 1,1 g de tétryle hautement explosif [43]. Seuls 1,86 g de TNT (trinitrotoluène) hautement explosifs sont nécessaires pour démarrer une détonation dans 34,7 % en volume de mélange hydrogène-air dans l'atmosphère. Cependant, pour 20 % en volume de mélange hydrogène-air, la charge de TNT critique augmente significativement jusqu'à 190 g [43]. En comparaison, la libération d'énergie pendant une réaction explosive de 1 g de TNT est normalisée arbitrairement comme égale à 4,184 kJ (un gramme de TNT libère 4,1-4,602 kJ lors de l'explosion, voir Wikipédia), et la chaleur de combustion plus faible de 1 g d'hydrogène est égale à $(241,7 \text{ kJ/mol} / 2,016 \text{ g/mol}) = 119,89 \text{ kJ}$. Par conséquent, l'équivalent TNT de l'hydrogène est élevé : 28,65, c'est-à-dire que 28,65 g de TNT est l'équivalent énergétique de 1 g d'hydrogène [1, 43]

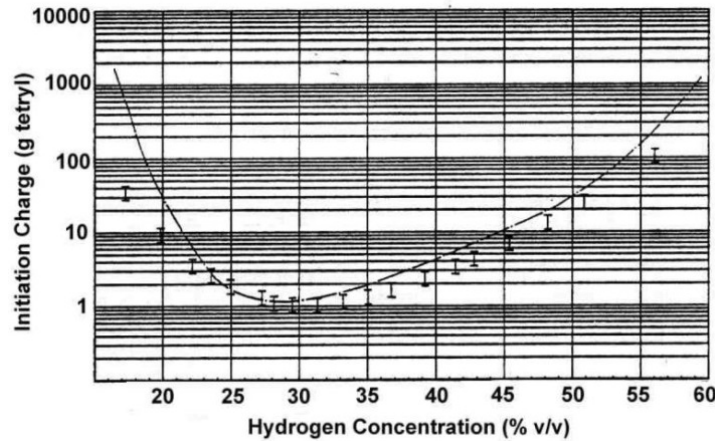


Figure 26. Énergies de démarrage minimales pour la détonation directe de mélanges hydrogène-air [60].

Les exigences d'énergie de démarrage pour l'hydrogène sont parmi les plus faibles de tous les mélanges combustible-oxygène combustibles (l'EMI du GH_2 dans l'air aux TPN est de 0,017 mJ). Pour de nombreuses compositions d'hydrogène-oxygène sans dilution, le démarrage par une source d'étincelle (par exemple 1 à 5 mJ dans les expériences [59]) ou de flamme peut produire une détonation totale. Par comparaison, la détonation d'un mélange hydrogène-air requiert de manière générale un démarrage plus fort par au moins 1 à 2 g de charge explosive (voir Figure 26).

Les énergies de démarrage minimales pour les déflagrations et détonations de différents combustibles sont indiquées dans le Tableau 3. L'énergie minimale nécessaire pour démarrer une détonation d'un mélange hydrogène-air est d'environ 1×10^7 mJ, ce qui est environ neuf ordres de grandeur plus élevé que l'EMI pour la déflagration (0,017 mJ).

Tableau 3. Valeurs d'énergie minimales nécessaires au démarrage des déflagrations et détonations d'hydrogène, de méthane et de propane.

Type de combustible	Énergie minimale d'Inflammation/Démarrage	
	Déflagration, mJ	Détonation, mJ
Hydrogen	0.017	1.0×10^7
Methane	0.25	2.3×10^{11}
Propane	0.28	2.5×10^9

La pression (P_1/P_0 , valeurs d'équilibre de Chapman-Jouguet) et la température (T_1/T_0) de détonation sans dimension pour les mélanges hydrogène-air et hydrogène-oxygène sont données dans le Tableau 4 ci-dessous. Les rapports P_1/P_0 et T_1/T_0 donnent l'augmentation de pression et de température sur l'ensemble du choc de détonation.

Tableau 4. Paramètres de détonation des mélanges hydrogène-air et hydrogène-oxygène stœchiométriques en fonction de la concentration en hydrogène [49]

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

H ₂ concentration, % v/v	T ₀ , K	P ₀ , kPa	T ₁ /T ₀	P ₁ /P ₀	T ₀ , K	P ₀ , kPa	T ₁ /T ₀	P ₁ /P ₀
Hydrogen-air mixture								
18.3	298	101.3	7.657	12.154	298	10.1	7.580	12.111
25	298	101.3	9.257	14.605	298	10.1	8.870	14.223
50	298	101.3	8.706	13.713	298	10.1	8.482	13.555
59	298	101.3	7.678	12.144	298	10.1	7.601	12.119
Hydrogen-oxygen mixture								
5	298	101.3	3.118	4.880	298	10.1	3.119	4.882
25	298	101.3	9.034	14.289	298	10.1	8.660	13.896
50	298	101.3	11.646	17.857	298	10.1	10.537	16.616
75	298	101.3	12.111	18.671	298	10.1	10.834	17.250
90	298	101.3	8.576	13.584	298	10.1	8.327	13.393

7.7 Détonation d'un mélange à 30% d'hydrogène-air

Le modèle LES a été appliqué pour simuler une détonation hémisphérique d'un mélange hydrogène-air à 30 % en volume dans un ballon en polyéthylène d'un rayon de 5,23 m se propageant dans un environnement non obstrué [23]. Le démarrage direct de la détonation s'est produit au niveau du sol. La Figure 27 présente des captures d'écran de l'expérience. La dynamique de surpression de l'onde de choc a été enregistrée à une distance de 15,6 m et l'impulsion de l'onde de choc a été calculée

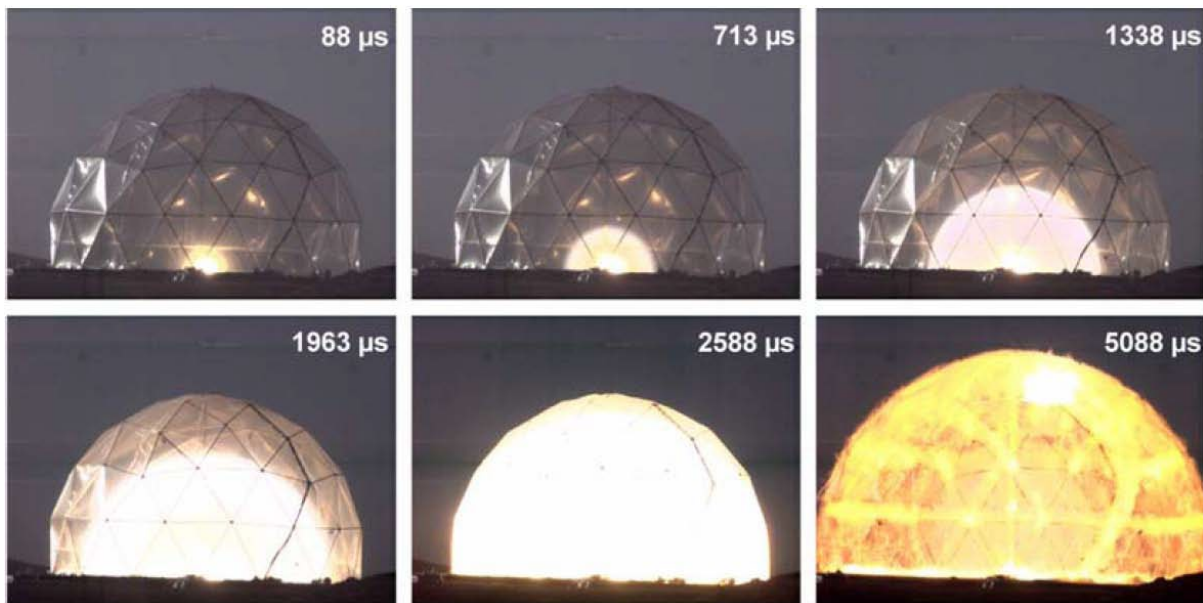


Figure 27. Détonations hémisphériques de mélange hydrogène-air (30 % en volume) dans un ballon de polyéthylène (rayon 5,23 m) [23].

La vitesse de détonation (Chapman-Jouguet) pour un mélange hydrogène-air à 30 % en volume déterminée d'après [61] était de $D = 1,977$ m/s [1], la pression de Chapman-Jouguet était de 15,3 MPa [1]. La dynamique expérimentale d'une onde de choc provenant d'une détonation à une distance de 15,61 m du point d'inflammation est présentée sur la Figure 28 chevauchée par les résultats de simulation. La concordance est en général acceptable, avec une sous-estimation de 25 % de la surpression d'onde de choc simulée dans le pic.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

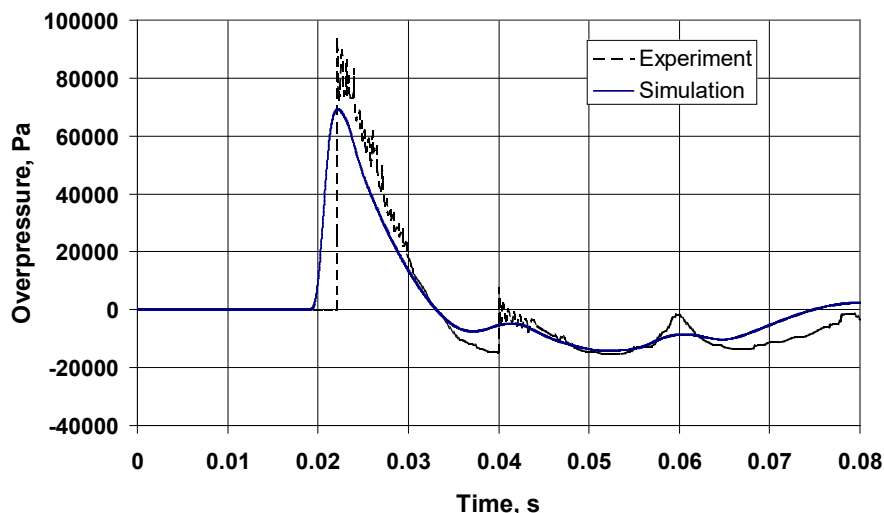


Figure 28. Dynamique de surpression d'onde de choc expérimentale et simulée à une distance de 15,61 m [1].

Au contraire de la dynamique de pression d'onde de choc, l'impulsion calculée concorde bien avec l'expérience (Figure 29). Cela serait dû à un bon équilibre de l'énergie fourni par le modèle.

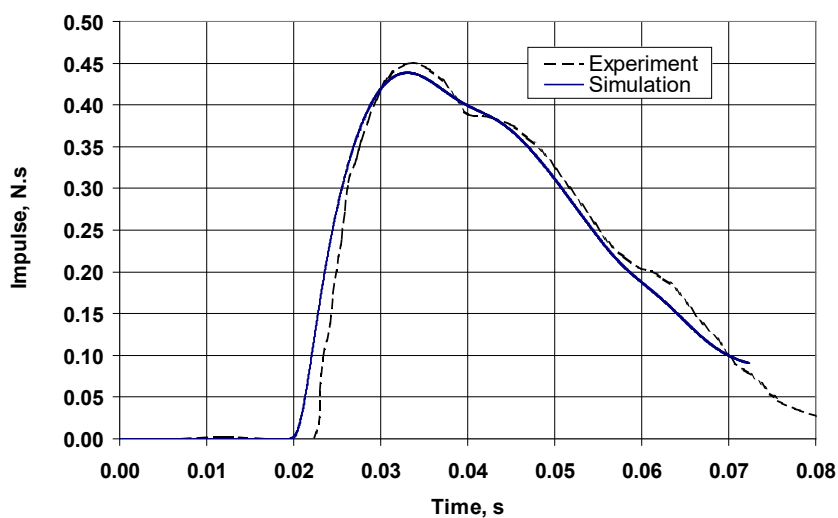


Figure 29. Impulsion d'onde de choc expérimentale et simulée à une distance de 15,61 m [1]

8. Effets des ondes de choc sur les personnes et les bâtiments

Les ondes de choc sont dangereuses de plusieurs manières. Ces effets peuvent être classés comme primaires, secondaires et tertiaires [62].

- Effets primaires :
 - Détérioration de l'ouïe
 - Dommages aux poumons et autres organes internes

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

- Effets secondaires :
 - Lésions dues à des projections de débris (par ex. des éclats de verre)
 - Effondrement de structures sur les personnes, entraînant de graves lésions ou la mort
- Effets tertiaires :
 - Déplacement du corps entier d'une personne

Ce n'est pas seulement la surpression qui entraîne des préjudices, mais ceux-ci dépendent également de l'impulsion conférée à une personne ou à un objet, de l'endroit où la personne est située et de l'équipement personnel qu'elle porte.

La méthodologie élaborée à l'Ulster University [63] permet aux utilisateurs de déterminer les distances de sécurité, pour les être humains et les bâtiments, en cas de rupture d'un réservoir d'hydrogène à haute pression (soit autonome, soit à bord d'un véhicule à PC) lors d'un incendie. La méthodologie propose un ensemble de nomogrammes pour la détermination graphique des distances de sécurité à partir de la rupture d'un réservoir autonome (Figure 32a et Figure 36a) et sous un véhicule (Figure 32b et Figure 36b) lors d'un incendie.

La perte temporaire de l'audition décrite par Baker et al. [64] qui se produit en cas de surpression supérieure à 1,35 kPa et de quantités de mouvement supérieures à 1 Pa·s est considérée comme un seuil d'« absence de danger » pour les personnes. Les seuils de « lésion » et de « danger mortel » pour les personnes et les seuils pour les bâtiments présentés dans les Tableaux 5 et 6 ont été adoptés d'après [65].

Tableau 5. Seuils de surpressions pour les préjudices aux personnes (extérieur).

Effet	Surpression, kPa
Déplacement temporaire du seuil [64] : seuil d'« absence de danger » pour distance de sécurité (périmètre d'évacuation)	1,35
1 % de probabilité de rupture des tympanes (choisi comme seuil de « lésion ») [65]	16,5
1 % de probabilité d'hémorragie pulmonaire mortelle (choisi comme seuil de « danger mortel »)[65]	100

Tableau 6. Seuils de surpression pouvant endommager les bâtiments [65].

Domage	Surpression, kPa
Dommages mineurs sur la maison	4,8
Démolition partielle de la maison-décombres inhabitables	6,9
Destruction pratiquement totale de la maison	34,5-48,3

Les critères de danger pour les personnes et les critères de dommage pour les bâtiments décrits ci-dessus dans les Tableaux 5 et 6 sont exploités dans les nomogrammes ci-dessous afin de

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

déterminer les distances de sécurité depuis la rupture de réservoirs d'hydrogène haute pression autonomes et sous un véhicule, en fonction de leur volume et de leur pression.

8.1 Rupture d'un réservoir autonome dans un incendie

Les nomogrammes pour le calcul graphique des distances et des zones de sécurité depuis une onde de choc générée par la rupture d'un réservoir d'hydrogène haute pression autonome (fixe) dans un incendie ont été présentés par Kashkarov et al. [66] à l'Ulster University en 2020. Les nomogrammes élaborés à l'aide du modèle de baisse de l'onde de choc [63] et validés par rapport à des expériences de rupture dans un incendie du réservoir de 350 et 700 bar, peuvent être utilisés pour déterminer les distances et les zones de sécurité sur la base d'une force d'onde de choc caractérisée à la fois par la surpression et l'impulsion. Les détails des deux expériences [67], Test A et B, qui ont été utilisées pour la validation du modèle et son application dans les nomogrammes, ont été donnés dans le Tableau 7.

Tableau 7 Tests de rupture de réservoirs autonomes à 700 bar [67]

Test, type de réservoir	P réservoir, bar ^a	V réservoir, L	T hydrogène, K ^b	T air, K
Test A, Type IV	945,4	35	379,8	282,15
Test B, Type III	994,7	36	394,2	280,15

^a La pression dans le réservoir avant la rupture a augmenté en raison du transfert de chaleur provenant d'un incendie.

^b La température dans le réservoir avant la rupture a augmenté en raison du transfert de chaleur provenant d'un incendie.

Dans le Test A, la surpression mesurée à 5 m ($\Delta p = 110,5$ kPa) est supérieure à celle à 5 m dans le Test B ($\Delta p = 74,3$ kPa) de près de 33 %. Les surpressions dans le champ éloigné à 10 m dans les deux tests sont identiques, à savoir $\Delta p = 23,4$ kPa. On considère qu'une telle différence dans le premier capteur est survenue en raison de la manière dont les réservoirs se sont ouverts au moment de la rupture. Cela pourrait avoir provoqué l'orientation de l'onde de choc vers les capteurs, conduisant à une surpression plus élevée au niveau du premier capteur dans le Test A.

L'étude numérique de Molkov et al. [67] a expliqué l'effet du mode d'ouverture du réservoir au moment de la rupture. Tout d'abord, dans le Test A numérique, la rupture du réservoir a été représentée par le retrait instantané des parois, qui a provoqué une surpression de $\Delta p = 67,13$ kPa à une distance de 5 m. Cela est inférieur de 39 % à la valeur expérimentale ($\Delta p = 110,5$ kPa). Ensuite, la moitié de la paroi du réservoir dans la direction des capteurs a été retirée au début de la simulation et l'autre moitié a été retirée en 0,7 ms. L'ouverture initiale d'une moitié du réservoir a augmenté la surpression de 40 %, soit $\Delta p = 112,64$ kPa. L'étude a conclu à l'importance de l'effet du mode d'ouverture sur la surpression dans le champ proche. L'effet du coefficient d'énergie chimique sur la reproductibilité du modèle des pressions du Test A (courbes noires) et des pressions du Test B (courbes grises) est représenté sur la Figure 30. La prédiction exacte du Test A pour le deuxième point expérimental à 10 m est pour les

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

coefficients de modèle $\alpha = 4$ et $\beta = 0,042$. Cette quantité d'énergie chimique contribuant à la force de l'onde de choc, c'est-à-dire 4,2 %, est proche des 5,2 % mentionnés précédemment [63]. La prédiction exacte de la pression du Test B à l'emplacement du capteur à 10 m est avec les coefficients de modèle proches, c'est-à-dire $\alpha = 4$ et $\beta = 0,031$. La baisse de pression d'onde de choc expérimentale pour le test d'incendie autonome avec réservoir à 350 bar par rapport aux prédictions du modèle est présentée sur la Figure 31 qui indique que, malgré la différence de prévision de pic de pression d'onde de choc dans le champ proche, la différence dans le champ éloigné (au-delà de 8 m) est négligeable.

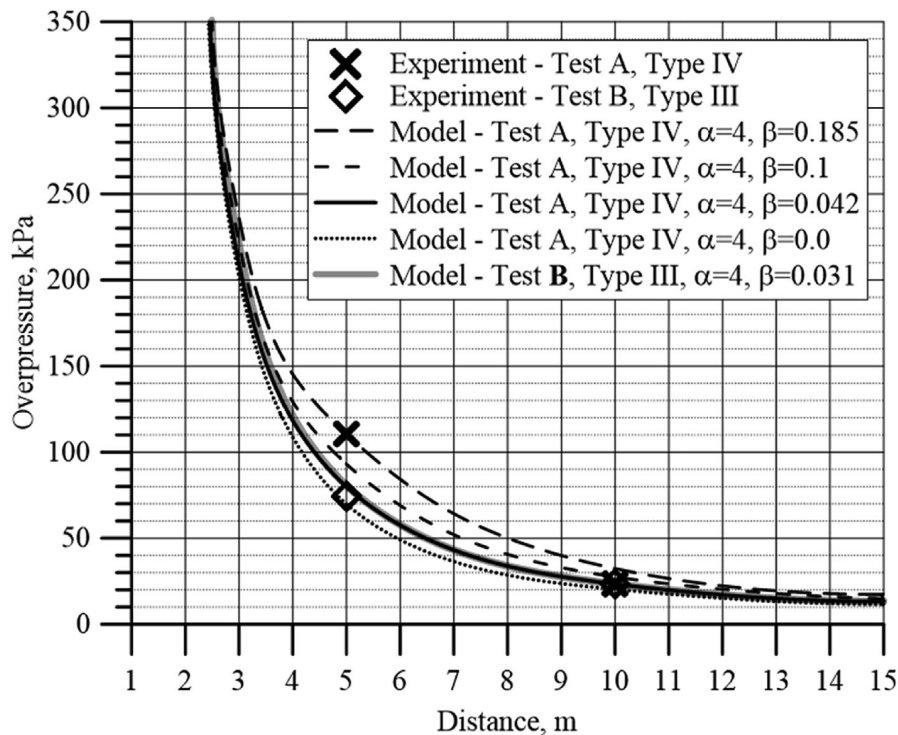


Figure 30. Mesures expérimentales des surpressions d'onde de choc dans les Tests A et B (symboles) et prédictions du modèle du Test A et du Test B avec $\alpha = 4$ et différents coefficients pour l'énergie chimique β (courbes) [66]

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

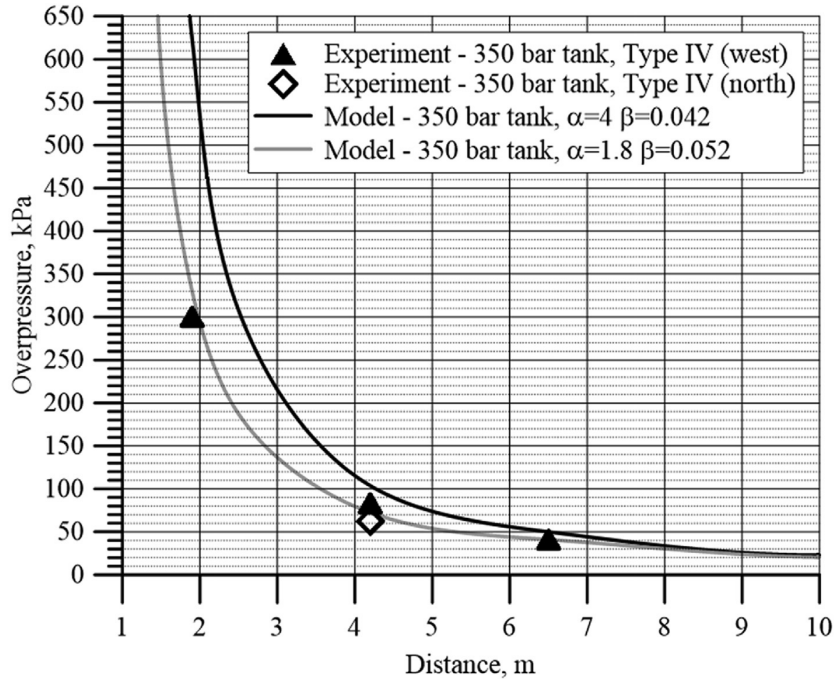
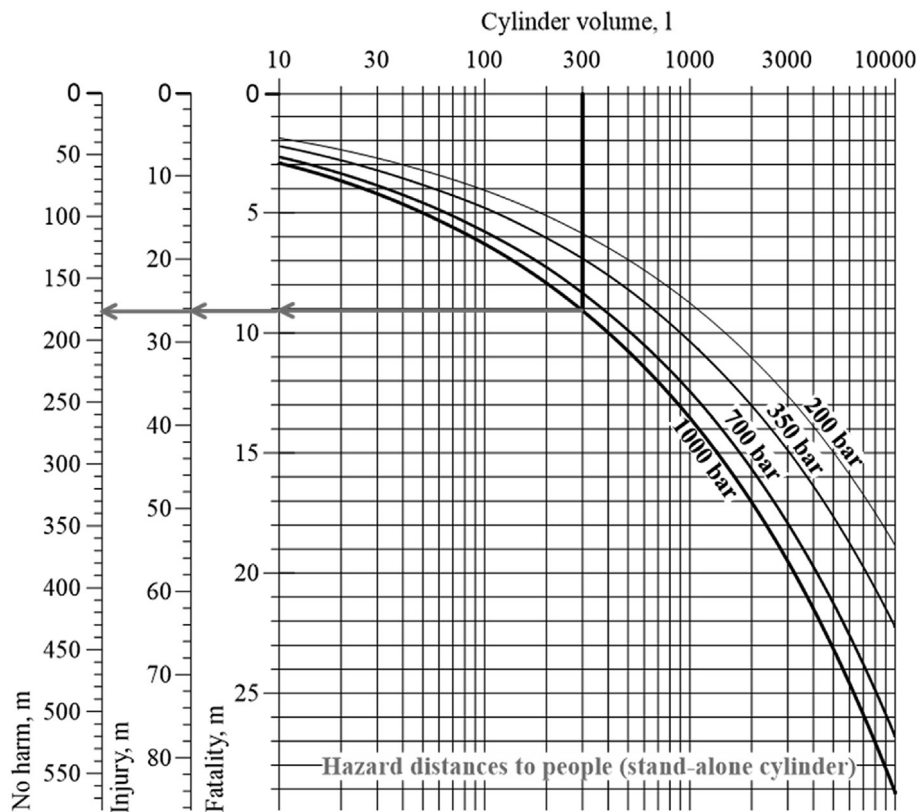


Figure 31. Baisse de pression d'onde de choc expérimentale pour le test d'incendie autonome avec réservoir à 350 bar par rapport aux prédictions du modèle avec $\alpha = 4, \beta = 0,042$ (pour réservoirs autonomes avec PNT 700 bar [66] et des coefficients $\alpha = 1,8, \beta = 0,052$ [63]).

De plus, la Figure 32a permet à des agents matdang d'évaluer les distances de sécurité par rapport aux personnes depuis une rupture de réservoir autonome dans un incendie, et par rapport à des bâtiments depuis un réservoir autonome pour la Figure 32b.



Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

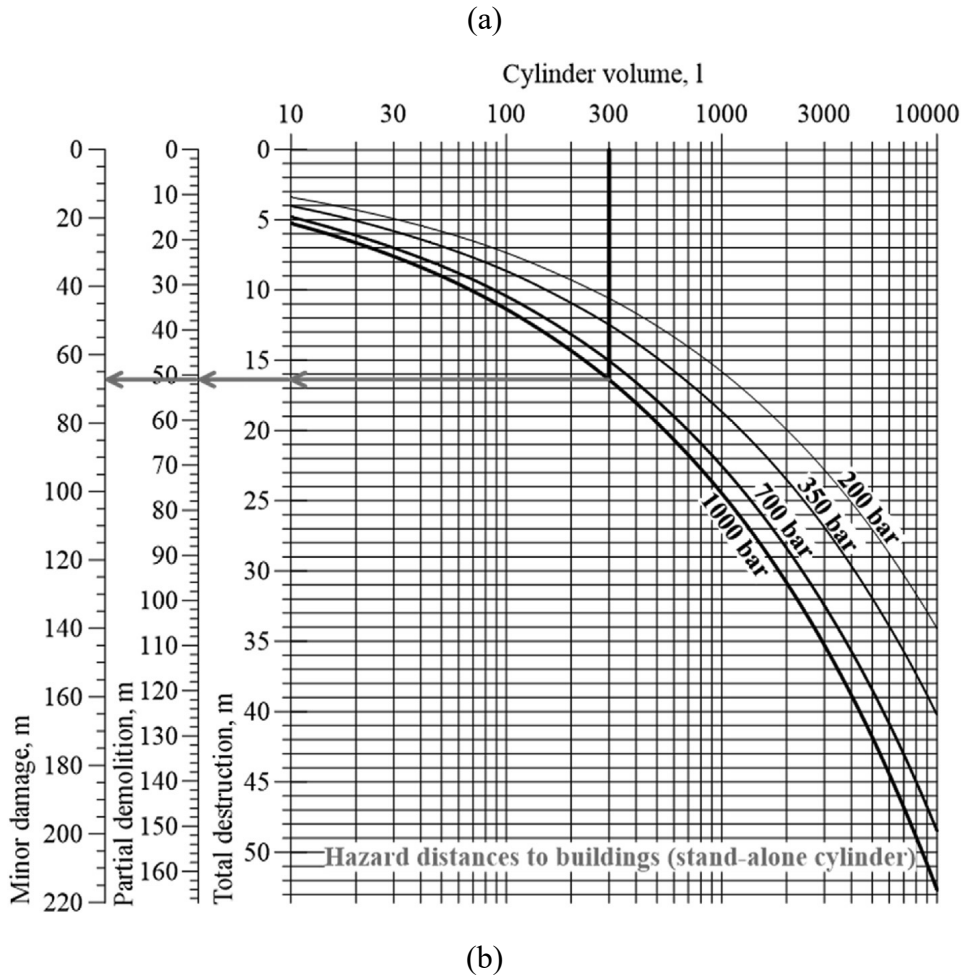


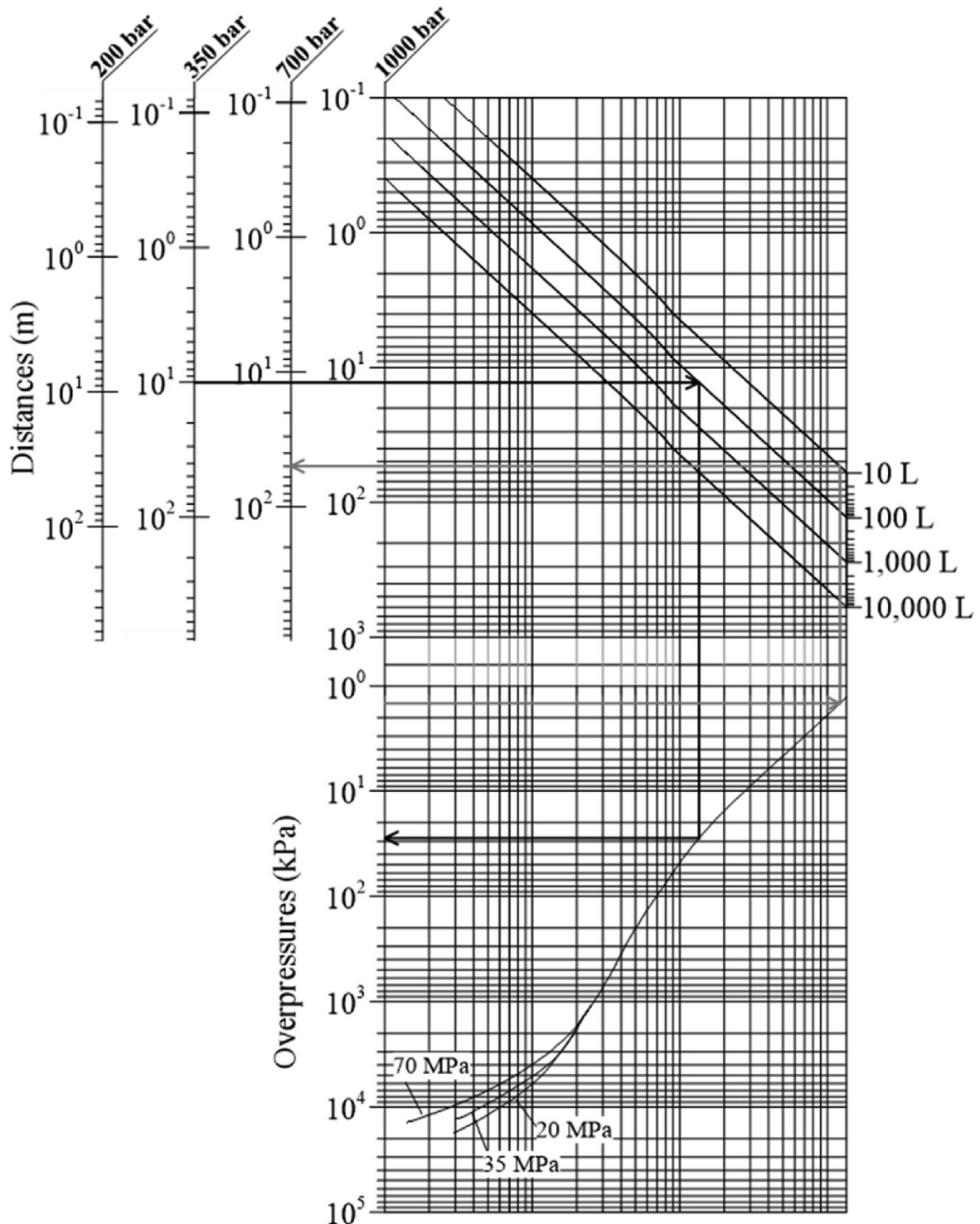
Figure 32. Nomogrammes pour la détermination des distances de sécurité jusqu'à des personnes (a) et des bâtiments (b) depuis une rupture de réservoir autonome.

Les nomogrammes pour l'ingénierie de sécurité de l'hydrogène en cas de rupture de réservoir autonome dans un incendie sont représentés sur la Figure 33 et la Figure 34. Une manière de les utiliser (problème direct) consiste à sélectionner la surpression et l'impulsion souhaitées, puis à définir une distance de sécurité pour un réservoir d'un volume et d'une pression de stockage particuliers. Une autre manière (problème inverse) consiste à sélectionner la distance depuis la position du réservoir, puis à trouver les valeurs de surpression et de l'impulsion correspondantes. Les nomogrammes sont représentés sur les Figures 33 et 34 (lignes grises avec flèche pour le problème direct et lignes noires pour le problème inverse).

Considérons une onde de choc provenant de la rupture d'un réservoir autonome de 10 l de volume à 700 bar de pression (paramètres classiques pour un réservoir de stockage d'une moto). Pour trouver le périmètre d'évacuation, c'est-à-dire la distance d'« absence de danger, » sélectionnons tout d'abord un seuil de danger de surpression dans une onde de choc pour la distance d'« absence de danger », à savoir 1,35 kPa, et traçons une ligne depuis l'axe de la « Surpression » (ligne grise horizontale avec flèche dirigée vers la droite sur la Figure 33) jusqu'à une courbe noire de pression de stockage. Ensuite, la ligne verticale est tracée vers le haut jusqu'à la courbe de volume souhaitée (un volume de 10 l est choisi pour cet exemple). Si

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

le volume est sélectionné, la ligne horizontale finale doit être tracée vers la gauche jusqu'aux axes de « Distance » avec la pression de stockage nécessaire attribuée (lire les étiquettes au-dessus). La flèche grise dans l'exemple montre la distance identifiée qui est d'environ 50 m. Pour toute valeur de volume intermédiaire, telle que 30 l, par exemple, une courbe supplémentaire parallèle à la courbe de volume existante la plus proche dans la partie supérieure du nomogramme (Figure 33) doit être tracée par l'utilisateur à l'aide des divisions entre les courbes de volume sur le côté droit du nomogramme.



Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Figure 33. Nomogramme surpression-distance pour l'onde de choc de la rupture d'un réservoir d'hydrogène autonome dans un incendie pour les ingénieurs en sécurité de l'hydrogène.

Les nomogrammes peuvent être utilisés pour déterminer une surpression et une impulsion à une distance souhaitée, comme de 10 m dans l'exemple avec réservoir de 100 l à 350 bar, représentées par des flèches noires sur les Figures 33 et 34. L'utilisateur doit définir la pression du réservoir en sélectionnant l'axe supérieur gauche vertical attribué à cette pression (350 bar dans ce cas) et tracer une ligne horizontale à partir de la graduation 10 m vers la droite jusqu'à la courbe de volume. Une fois le volume choisi (100 l dans notre exemple), la ligne est tracée vers le bas jusqu'à la courbe de pression (Figure 33) ou la courbe de volume (Figure 34) selon le nomogramme utilisé. À partir de l'intersection avec cette courbe, une autre ligne horizontale est tracée jusqu'à l'axe gauche définissant la « Surpression » (Figure 33) ou l'« Impulsion » (l'axe attribué à la même pression de réservoir est sélectionné sur la Figure 34). La valeur de surpression d'onde de choc identifiée à 10 m après la rupture de réservoir dans un incendie est d'environ 28 kPa et l'impulsion est d'environ 62 Pa·s.

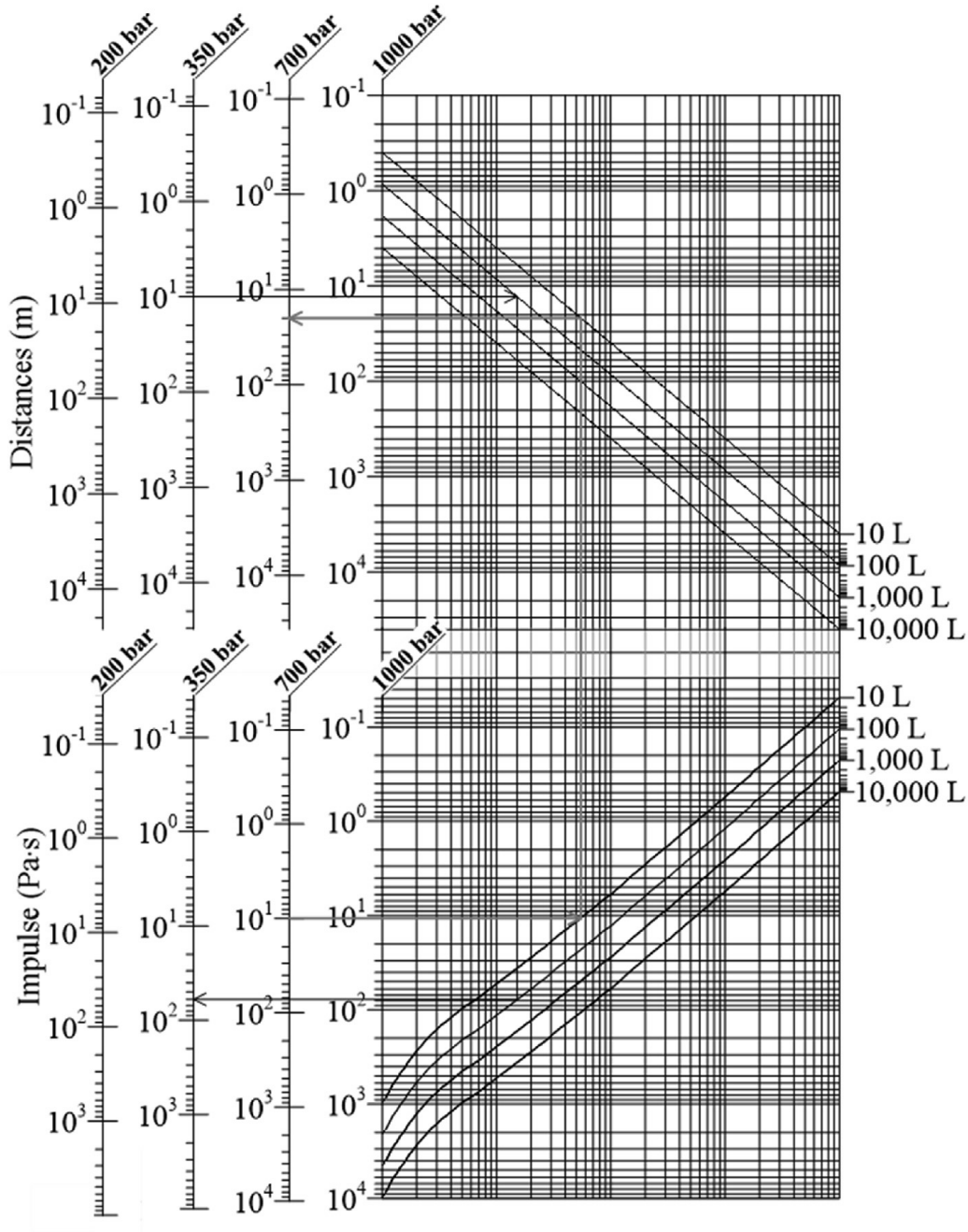


Figure 34. Nomogrammes impulsion-distance pour l'onde de choc de la rupture d'un réservoir d'hydrogène autonome dans un incendie pour les ingénieurs en sécurité de l'hydrogène.

8.2 Rupture d'un réservoir sous véhicule dans un incendie

Il convient de remarquer qu'en termes de calcul de la force de l'onde de choc, une rupture de cylindre sous un véhicule peut être considérée dans une certaine mesure comme une application « autonome » dans certains scénarios. Par exemple, cela peut s'appliquer aux cas où un véhicule est retourné lors d'un accident ou à un cas de stockage du réservoir sur le toit d'un véhicule, comme dans les bus, ou sur le côté d'un véhicule. Toutefois, il s'agit d'une approche prudente, car la perte d'énergie pour endommager la carrosserie d'un véhicule serait négligée. La baisse expérimentale de la pression de l'onde de choc pour des réservoirs de 350 bar autonome et sous

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

un véhicule, et la comparaison avec les données calculées avec différents coefficients pour l'énergie mécanique, α , et chimique, β , sont représentées sur la Figure 35. Les résultats de modélisation montre une bonne concordance avec les données expérimentales [66].

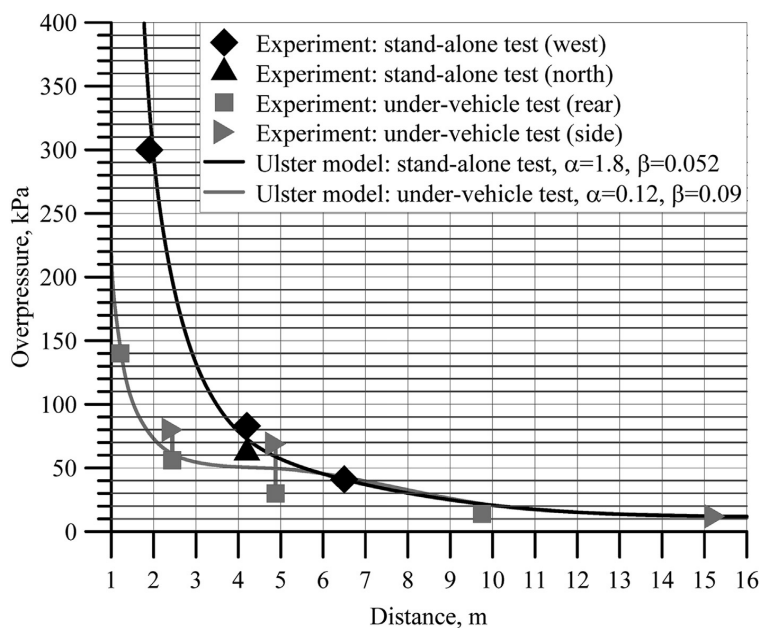
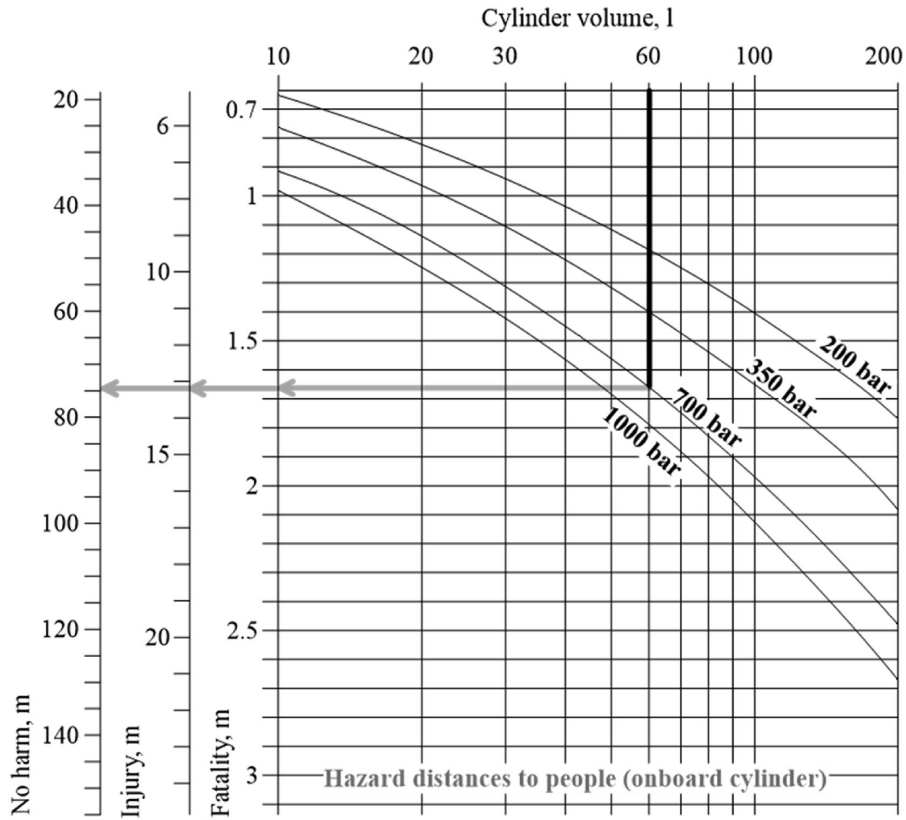


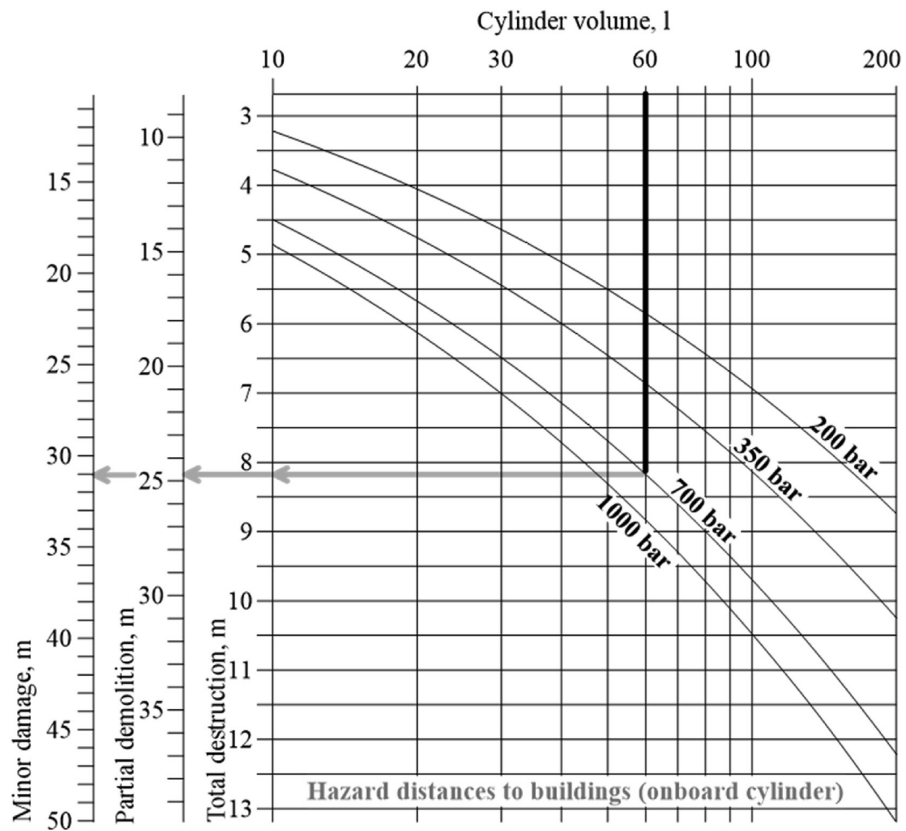
Figure 35. Expériences avec réservoirs à 350 bar autonome et sous un véhicule et prédictions par le modèle élaboré à l'Ulster University [63].

La Figure 36 présente deux nomogrammes utilisés pour déterminer les distances de sécurité en cas de rupture d'un réservoir sous véhicule dans un incendie. L'utilisation des nomogrammes peut être expliquées graphiquement avec un exemple sur la Figure 36. Tout d'abord, l'utilisateur doit sélectionner le volume du réservoir d'hydrogène sur un axe horizontal (par ex. 60 l) et la pression de réservoir interne sur les courbes concernées (par ex. 70 MPa). L'intersection d'une courbe de pression avec la ligne verticale correspondant à un volume de réservoir sélectionné est montré par une flèche noire. Ensuite, pour trouver la distance de « danger mortel », la ligne horizontale est tracée depuis le point d'intersection vers l'axe vertical rouge sur la gauche (représenté par une flèche rouge). La distance de « danger mortel » est égale à 1,67 m dans l'exemple choisi. Pour trouver les distances de « danger » et d'« absence de danger », il suffit de prolonger la ligne horizontale aux axes correspondants, en jaune et en vert. Dans le cas de l'exemple choisi, la distance de « danger » est de 13,2 m et la distance d'« absence de danger » est de 75 m.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène



(a)



(b)

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Figure 36. Nomogrammes pour la détermination des distances de sécurité jusqu'à des personnes (a) et des bâtiments (b) depuis une rupture de réservoir sous un véhicule (exemple d'un réservoir de 60 l à 700 bar).

Les Figures 37 et 38 représentent deux nomogrammes pour la détermination des distances de sécurité et des caractéristiques d'onde de choc à partir d'une rupture de réservoir à bord. L'exemple choisi d'une application de stockage d'hydrogène de 60 l de volume à une pression de stockage de 700 bar est représenté par des lignes fléchées. Un exemple d'utilisation du nomogramme sur la Figure 37 se présente comme suit. Pour trouver une surpression à partir de l'application considérée, à savoir des réservoirs de 60 l à 700 bar sous un véhicule, la courbe de volume « supplémentaire » pour 60 l est tracée (parallèle à la courbe de 100 l) sur la Figure 37. Il est déduit sur la graphique à l'aide des lignes noires fléchées que la surpression à la distance de 10 m est de 22 kPa.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

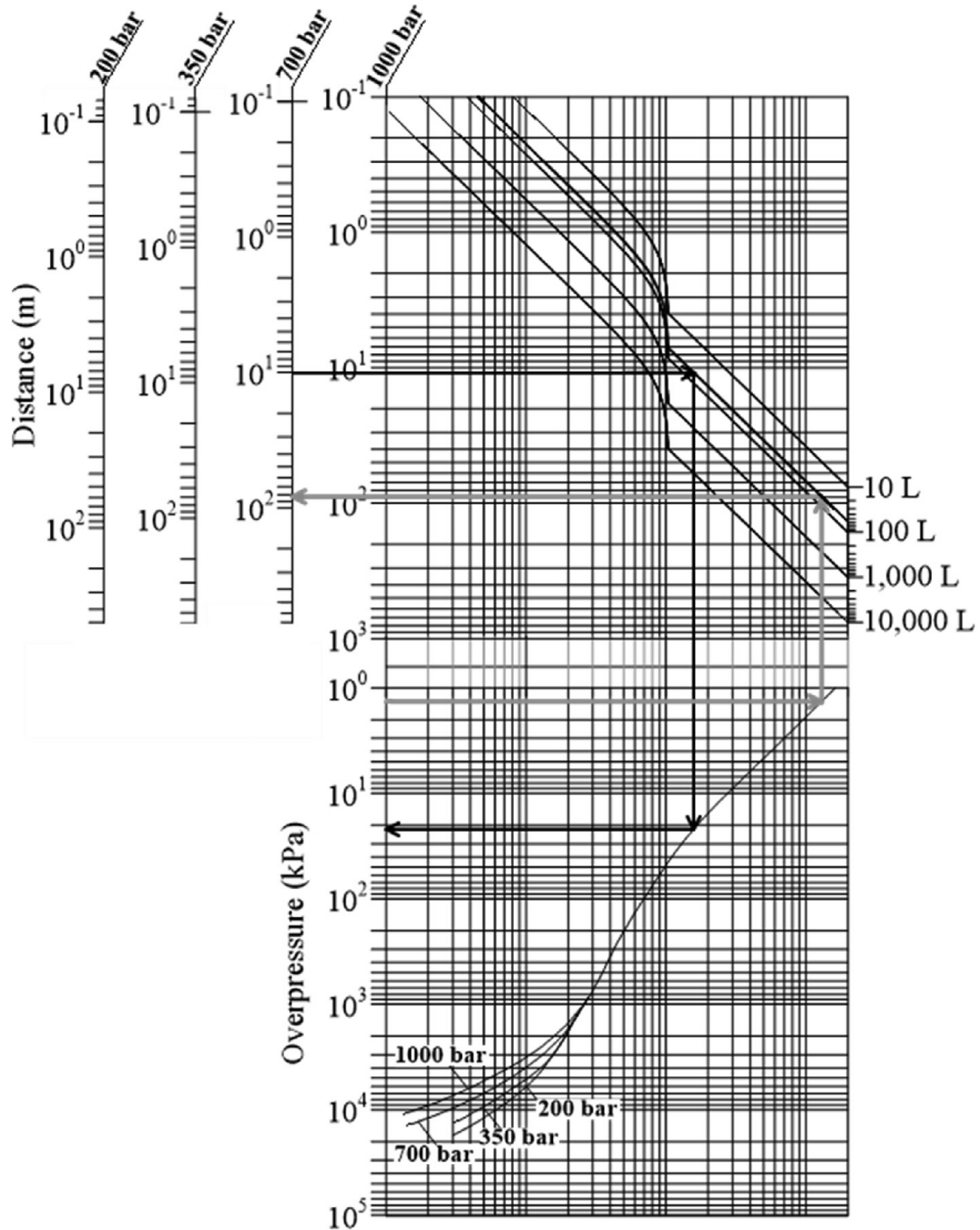


Figure 37. Nomogramme de surpression dans une onde de choc provenant de la rupture d'un réservoir à bord (sous le véhicule) dans un incendie pour les ingénieurs en sécurité de l'hydrogène.

Découvrons le périmètre d'évacuation (seuil de distance de sécurité d'« absence de danger »), à savoir la distance où la surpression de l'onde de choc chute à 1,35 kPa. Tout d'abord, nous devons tracer une ligne grise fléchée depuis 1,35 kPa vers la droite jusqu'à l'intersection avec la courbe de pression. Ensuite, la ligne est continuée vers le haut jusqu'à l'intersection avec la nouvelle courbe de volume de 60 l établie dans la partie supérieure du nomogramme. Après cela, nous traçons la ligne horizontale vers la gauche jusqu'à l'intersection avec l'axe

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

« 700 bar. » Nous obtenons ainsi le périmètre d'évacuation de 82 m. Cette valeur diffère légèrement (de 9 %) de la valeur de 75 m obtenue pour le même réservoir en utilisant le nomogramme de la Figure 38. La différence se situe dans la marge d'erreur acceptable de 10 %, ce qui est caractéristique des outils techniques graphiques. La procédure et l'exemple semblables sont appliqués au nomogramme de l'impulsion (voir Figure 38).

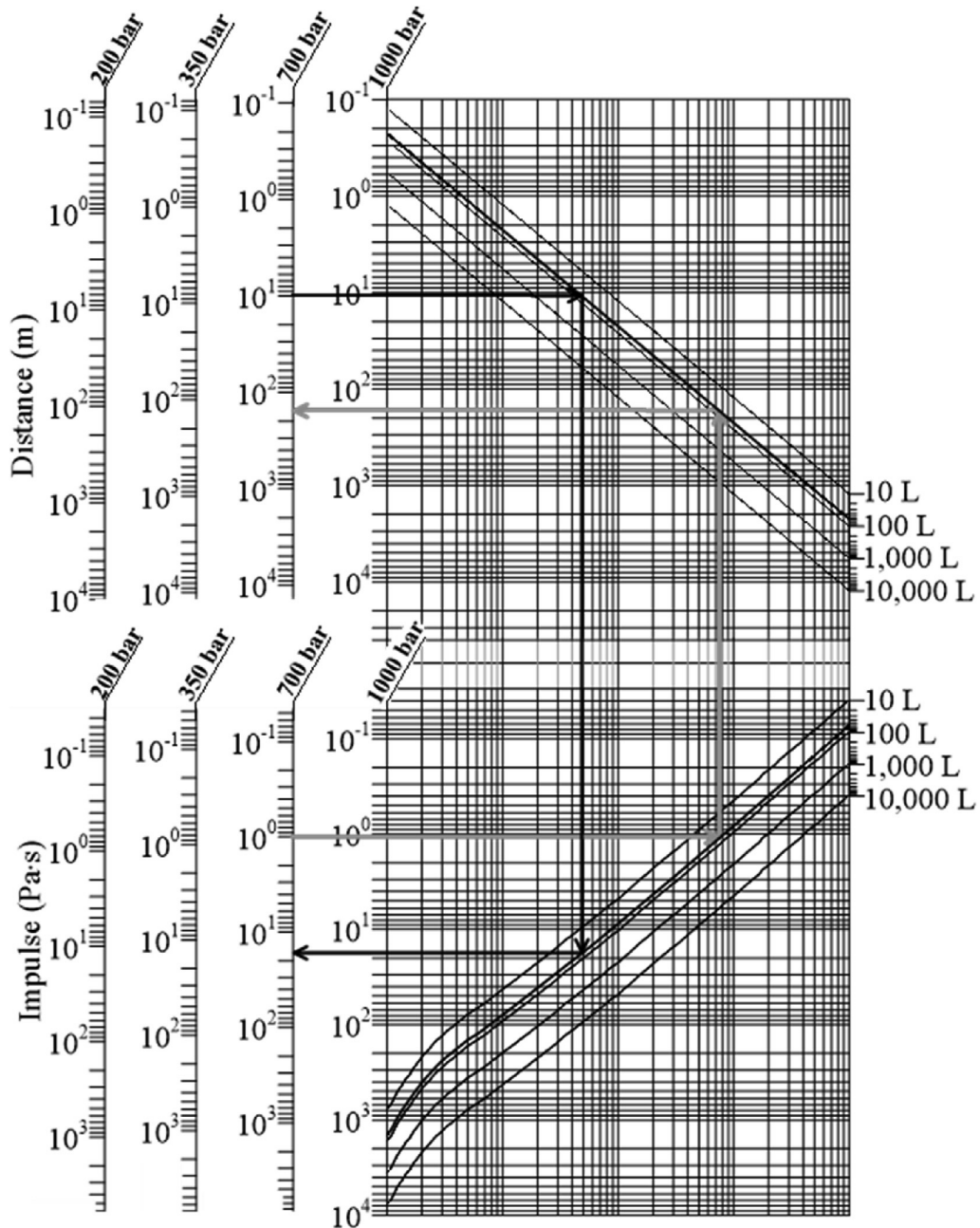


Figure 38. Nomogramme de l'impulsion dans une onde de choc provenant de la rupture d'un réservoir à bord (sous le véhicule) dans un incendie pour les ingénieurs en sécurité de l'hydrogène.

9. Effet des missiles et débris

La plupart des approches de modélisation traitent des effets de l'onde de choc et de l'incendie. Toutefois, dans de nombreux scénarios d'explosion d'hydrogène, la projection de missiles ou débris est également importante, et même dominante dans certains cas. Pour les explosions d'hydrogène gazeux, c'est classiquement le cas pour les scénarios où il existe un certain degré de confinement ou une certaine forme d'enceinte. Lorsque le processus de combustion passe d'une déflagration à une détonation, la projection de missiles ou débris peut être dévastatrice. On peut citer comme exemples les explosions de gaz à l'intérieur d'un équipement industriel, à l'intérieur d'un garage ou d'un parking ou dans une centrale nucléaire. Ces scénarios peuvent conduire à un grand danger de débris ou de missiles. Dans ces scénarios, il s'agit classiquement de la rupture d'un récipient conduisant à la projection de missiles. Toute méthodologie d'évaluation des risques pour l'hydrogène doit contenir des modèles pour la projection de débris ou de missiles.

En général, les conditions initiales pour une projection sont définies par les distributions de la masse du missile ou du débris, la vitesse d'approche et la direction d'approche. Ces conditions sont déterminées par le processus de défaillance et l'accélération consécutive par les gaz en expansion ou les produits de réaction. Cela s'accompagne d'une décompression du fait de l'augmentation de la surface de l'événement entre les éléments en accélération.

Le processus de rupture des bâtiments construits à partir de béton armé ou de briques pendant une explosion de gaz interne est un phénomène plus complexe. Dans le cas d'une (faible) déflagration, la combustion se poursuit pendant le processus de rupture et le lancement de débris. L'association entre la montée en pression, la ventilation et la rupture détermine la partie de la structure qui sera affectée.

10. Possibles mesures d'atténuation pour les explosions

Mesures de prévention [62] :

Mesures passives :

- Restricteurs d'écoulement pour minimiser la masse d'hydrogène participant à la formation de mélange inflammable en cas de fuite,
- Évitement des espaces confinés dans la mesure du possible,
- Ventilation naturelle,
- Absence de sources d'inflammation.

Mesures actives :

- Détection et isolement des fuites d'hydrogène.

Mesures d'atténuation [62] :

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

Mesures passives :

- Ventilation de déflagration,
- Distances de sécurité et de séparation,
- Barrières.

Mesures actives :

- Intervention d'urgence,
- Détection,
- Mise hors tension.

10.1 Atténuation de la TDD

Les stratégies pour minimiser le risque d'accélération de la flamme ou de détonation comprennent [50] :

- Évitement du confinement et de l'engorgement où des mélanges hydrogène-air inflammables pourraient se former ;
- Utilisation de pare-flammes, de petits orifices ou de canaux pour empêcher la déflagration et la détonation de se propager dans un système ;
- Utilisation de diluants, tels que de la vapeur ou du dioxyde de carbone, ou des techniques d'appauvrissement en oxygène lorsque cela est possible, et de systèmes de pulvérisation ou de brouillard d'eau pour retarder l'accélération de la flamme. Cette recommandation de la norme ISO/TR 15916:2004 [50] doit être considérée avec prudence, car les flammes d'hydrogène-air sont difficiles à étouffer et peuvent brûler, voire s'accélérer autour des gouttelettes dans les fortes pulvérisations d'eau [68] ;
- Réduction de la taille d'un système lorsque cela est possible pour restreindre les limites de détonation ;
- Sachant que la combustion d'hydrogène est sujette à la TDD, en particulier à grande échelle, la manière dont les technologies pourraient être rendues plus sûres reste au centre d'une préoccupation majeure. Pour ce type d'applications, la stratégie de sécurité pourrait consister à organiser et contrôler le processus de combustion d'un mélange contenant de l'hydrogène d'une manière telle que le mélange fourni au brûleur se trouve entre la limite inférieure d'inflammabilité et la limite inférieure de détonation.

10.2 Prévention de la TDD pour une pile à combustible

Les expériences de Pro-Science (Allemagne) dans une pile à combustible (PC) fictive ont fourni les observations et conclusions suivantes :

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

- Il a été enregistré une accélération de flamme significative conduisant à une surpression élevée, pour la masse totale injectée de 15 g et 25 g, suffisante pour la destruction complète du matériel expérimental. Tant les études expérimentales que numériques de la PC fictive suggèrent que la masse totale injectée devrait être inférieure à 6 g pour la configuration étudiée afin de maintenir les surpressions inférieures à 10 à 20 kPa. Des effets de missile seraient encore possibles pour cette réserve de 6 g. Par conséquent, une réserve de 1 g semble une bonne cible de sécurité pour la libération accidentelle dans cette PC fictive [69].
- La pression de la conduite d'alimentation et 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 la PC fonctionne. La durée de la libération, en raison du temps nécessaire pour détecter la fuite et actionner le clapet, devrait être réduite autant que possible pour exclure la libération de plus de 1 g d'hydrogène. Une estimation montre que pour une PC de 50 kW, cela nécessite un taux de consommation de l'hydrogène juste en dessous de 1 g/s, le temps de détection de fuite et le temps de coupure du tuyau d'alimentation, considérés ensemble, devraient être inférieurs à 1 s. Toute réduction de ce temps aurait un effet positif sur la sécurité.
- Cette dernière exigence est difficile à respecter pour les capteurs actuellement disponibles. Des systèmes innovants de détection des fuites, par exemple sur la base d'une analyse de la fluctuation de la pression d'alimentation, doivent être mis au point et appliqués pour fournir un niveau de sécurité acceptable. L'obstacle du grillage, utilisé dans les expériences de Pro-Science pour imiter l'engorgement dans une véritable pile à combustible a conduit à une forte accélération de la flamme [69]. L'engorgement de l'espace interne de l'enceinte de la PC devrait être évité autant que possible par une conception minutieuse.
-

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, free download e-book.
2. Dorofeev, SB (2007). Evaluation of safety distances related to unconfined hydrogen explosions. International Journal of Hydrogen Energy. Vol. 32, pp. 2118-2124.
3. NFPA, National Fire Protection Association (2009). Compressed Natural Gas (CNG) Vehicular Fuel Systems Code, 52.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

4. Chapman, DL (1899). On the rate of explosion in gases. *Philosophical Magazine*. Vol. 47, pp. 90-104.
5. Jouguet, JCE (1905-1906). On the propagation of chemical reactions in gases. *Journal des Mathématiques Pures et Appliquées*, vol. 1, pp. 347-425, 1905; continued vol. 2, pp. 5-85, 1906.
6. Alcock, JL, Shirvill, LC and Cracknell, RF (2001). Comparison of existing safety data on hydrogen and comparative fuels. Deliverable report of European FP5 project EIHP2, May 2001. Available from: http://www.eihp.org/public/documents/CompilationExistingSafetyData_on_H2_and_ComparativeFuels_S..pdf [accessed on 02.12.20].
7. Jordan, T (2008). Overview of hydrogen and fuel cell technologies. 1st ISCARW “Progress in Hydrogen Safety”, September 2008, University of Ulster, Belfast
8. Pfortner, H and Schneider, H (1983). Fraunhofer-institut für treib- und explosivstoffe. ICT-Projektforschung 19/83. Forschungsprogramm "Prozeßgasfreisetzung - Explosion in der Gasfabrik und Auswirkungen von Druckwellen auf das Containment". Ballonversuche zur Untersuchung der Deflagration von Wasserstoff/Luft-Gemischen (Abschlußbericht). Dezember 1983.
9. Molkov, V, Makarov, D and Schneider, H (2006). LES modelling of an unconfined large-scale hydrogen-air deflagration. *Journal of Physics D: Applied Physics*. Vol. 39, pp. 4366-4376.
10. Molkov, VV, Makarov, DV, Verbecke, F and Schneider, H (2007). Supra LES of accelerating premixed hydrogen-air flames in the open atmosphere. *Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-Equilibrium Processes, Plasma, Combustion and Atmospheric Phenomena (NEPCAP)*, Sochi, Russia, June 2007.
11. Gorev, VA, Miroshnikov, SN and Troshin, YaK (1980) Pressure waves from gaseous explosions. In: *Detonation, Proceedings of the VI All-Union Symposium on Combustion and Explosions*, (23-26 September 1980, Almaty), Chernogolovka, Institute of Chemical Physics of Academy of Sciences of USSR, 1980, pp.110-113.
12. Molkov, VV (2009). A multi-phenomena turbulent burning velocity model for large eddy simulation of premixed combustion. In: *Nonequilibrium Phenomena: Plasma, Combustion, Atmosphere*. Eds. Roy GD, Frolov SM and Starik AM, Torus Press, Moscow, pp. 315-323.
13. Verbecke, F, Makarov, D and Molkov, V (2009). VLES of lean hydrogen-air deflagrations in a closed 5.7m height vessel. 6th Mediterranean Combustion Symposium, Ajaccio, France.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

14. Kumar, RK and Bowles, EM (1990) Flame acceleration in hydrogen/air mixtures in a vertical cylinder filled with obstacles. Proceedings of the 2nd Int. Conf. on Containment Design and Operation, Toronto, Canadian Nuclear Society, 14-17 October 1990.
15. Whitehouse, DR, Greig, DR and Koroll, GW (1996). Combustion of stratified hydrogen-air mixtures in the 10.7 m³ combustion test facility cylinder. Nuclear Engineering and Design. Vol. 166, 453-462.
16. Dorofeev, SB (2008). Flame acceleration and transition to detonation: a framework for estimating potential explosion hazards in hydrogen mixtures. *Lecture presented at the 3rd European Summer School on Hydrogen Safety*, Belfast, UK, 21-30 July 2008.
17. Ciccarelli, G and Dorofeev, S (2008). Flame acceleration and transition to detonation in ducts. *Progress in Energy and Combustion Science*. Vol. 34, pp. 499–550.
18. Bradley, D (1999). Instabilities and flame speeds in large-scale premixed gaseous explosions. *Phil. Trans. R. Soc. Lond. A*. Vol. 357, pp. 3567-3581.
19. Bradley, D, Cresswell, TM and Puttock, JS (2001). Flame acceleration due to flame-induced instabilities in large-scale explosions. *Combustion and Flame*. Vol. 124, pp. 551-559.
20. Lipatnikov, AN (2007). Turbulent combustion of hydrogen-air mixtures. *Lecture presented at the 2nd European Summer School on Hydrogen Safety*, Belfast, UK, 30 Jul – 8 Aug 2007.
21. Lipatnikov, AN and Chomiak, J (2005). Molecular transport effects on turbulent flame propagation and structure. *Progress in Energy and Combustion Science*, vol. 31, pp. 1-73.
22. Kuznetsov, VR and Sabelnikov, VA (1990). *Turbulence and Combustion*. Hemisphere Publishing Corporation. 1st edition.
23. Groethe, M, Merilo, E, Colton, J, Chiba, S, Sato, Y and Iwabuchi, H (2005). Large-scale hydrogen deflagrations and detonations, *Proceedings of the 1st International Conference on Hydrogen Safety*, 8-10 September 2005, Pisa, Paper 120105.
24. Molkov, V, Verbecke, F and Makarov, D (2008). LES of hydrogen-air deflagrations in a 78.5 m tunnel. *Combustion Science and Technology*. Vol. 180 (5), pp. 796-808.
25. Gamezo, VN, Ogawa, T and Oran, ES (2007). Numerical simulations of flame propagation and DDT in obstructed channels filled with hydrogen-air mixture. *Proc. Comb. Inst.* Vol. 31, pp. 2463-2471.
26. Landau, LD and Lifshits, EM (1988) *Hydrodynamics*, Nauka, Moscow, p.733.
27. NFPA 68 (2007) *Guide for venting of deflagrations*, NFPA, Quincy, MA, USA.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

28. Molkov, V, Verbecke, F, and Saffers, JB. (2008). Venting of uniform hydrogen-air deflagrations in enclosures and tunnels: vent sizing and prediction of overpressure. 7th ISHPMIE, St. Petersburg, Russia, July 7–11, 2008.
29. EN14994:2007. Gas explosion venting protective systems.
30. Lamoureux, N, Djebaili-Chaumeix, N and Paillard, C-E (2003). Laminar flame velocity determination for H₂-air-He-CO₂ mixtures using the spherical bomb. *Experimental Thermal and Fluid Science*. Vol. 27, pp. 385-393.
31. Tse, SD, Zhu, DL and Law, CK (2000). Morphology and burning rates of expanding spherical flames in H₂/O₂/inert mixtures up to 60 atmospheres. *Proceedings of the 28th Symposium (International) on Combustion*, Pittsburgh, PA: The Combustion Institute, pp. 1793-1800.
32. Babkin, VS (2003). Private communication. Institute of Chemical Kinetics and Combustion, Siberian Branch, Russian Academy of Science, Novosibirsk, Russia.
33. Pasman, HL, Groothuizen, ThM and de Gooijer, H (1974). Design of pressure relief vents. *In: Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries*, Ed. by C.H. Buschman, pp. 185-189.
34. HyIndoor. Deliverable D5.1. “Guidelines on fuel cell indoor installation and use”, http://www.hyindoor.eu/wp-content/uploads/2014/06/HyIndoor-Guidelines_D5.1_Final-version3a.pdf [accessed on 02.12.20]
35. Friedrich, A, Grune, J, Jordan, T, Kotchourko, A, Kotchourko, N, Kuznetsov, M, Sempert, K, Stern, G (2007). Experimental study of hydrogen-air deflagrations in flat layer, Intl. Conf. on Hydrogen Safety, 11 – 13 September 2007, San Sebastian, Spain.
36. Tamanini F. Partial-volume deflagrations e characteristics of explosions in layered fuel/air mixtures. In: *Proc. 3rd Int. seminar on fire and explosion hazards (ISFEH3)*, Lake Windermere, England; 2000. p. 103-117.
37. Buckland I. Explosions of gas layers in a room size chamber, vol. 58. Institution of Chemical Engineers Symposium Series; 1980.
38. Whitehouse DR, Greig DR, Koroll GW. Combustion of stratified hydrogen-air mixtures in the 10.7 m³ combustion test facility cylinder. *Nucl Eng Des* 1996;166:453-462.
39. Makarov D, Hooker P, Kuznetsov M, Molkov V. Deflagrations of localised homogeneous and inhomogeneous hydrogen-air mixtures in enclosures. *Int J Hydrogen Energy* 2018;43:9848-9869.
40. Stamps D, Cooper III E, Egbert R, Heerdink S, Stringer V. Pressure rise generated by the expansion of a local gas volume in a closed vessel. *Proc R Soc A* 2009;465:3627-3646.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

41. Molkov V. Venting gaseous deflagrations. DSc Thesis. Moscow: VNIPO; 1996 [in Russian].
42. Molkov VV, Nekrasov VP. Dynamics of gaseous combustion in a vented constant volume vessel. *Combust Explos Shock Waves* 1984;17(4):363-370.
43. BRHS, Biennial Report on Hydrogen Safety (2009). The European network of excellence “Safety of hydrogen as an energy carrier” (NoE HySafe). Available from: www.hysafe.org [accessed on 02.12.20].
44. Zbikowski, M, Makarov, D and Molkov, V (2008). LES model of large scale hydrogen–air planar detonations: Verification by the ZND theory. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 33, pp. 4884-4892.
45. Dorofeev, SB, Bezmelnitsin, AV and Sidorov, VP (1995). Transition to detonation in vented hydrogen-air explosions. *Combustion and Flame*. Vol. 103, pp. 243-246.
46. Tsuruda, T and Hirano, T (1987). Growth of flame front turbulence during flame propagation across an obstacle. *Comb. Sci. Techn.* Vol. 51, pp. 323-328.
47. Pfortner, H and Schneider, H (1984) Final Report for Interatom GmbH, Bergish Gladbach, Germany, October, Fraunhofer ICT Internal Report. (in German).
48. Kuznetsov, M. et al (2005). DDT in a smooth tube filled with a hydrogen-oxygen mixture. *Shock Waves*. Vol. 14(3), pp. 205-215.
49. NASA (1997). Safety standard for hydrogen and hydrogen systems. Guidelines for hydrogen system design, materials selection, operations, storage, and transportation. Technical report NSS 1740.16, Office of safety and mission assurance, Washington. Available from: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19970033338/downloads/19970033338.pdf> was cancelled on July 25 2005 [accessed 03.12.20].
50. ISO/TR 15916 (2004). Basic considerations for the safety of hydrogen systems. International Organization for Standardization. ISO Technical Committee 197 Hydrogen Technologies. International Organization for Standardization, Geneva.
51. Tieszen, SR, Sherman, MP, Benedick, WB, Shepherd, JE, Knystautas, R and Lee, JHS (1986). Detonation cell size measurements in hydrogen-air-steam mixtures. *Progress in Astronautics Aeronautics*. Vol. 106, pp. 205–219.
52. Lewis, B and von Elbe, G (1987). *Combustion, flames and explosions of gases*. 3rd edition. Academic, Press.
53. Breitung, W et al. (2000). Flame acceleration and deflagration-to-detonation transition in nuclear society. NEA/CSNI Report No. NEA/CSNI/R(2000)7.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

54. Radulescu, MI, Sharpe, GJ and Law, CK (2005). The Hydrodynamic Structure of Detonations. *Proceedings of the 20th ICDERS*, Montreal, Canada 2005.
55. Bull, DC, Ellworth, JE and Shiff, PJ (1982). Detonation Cell Structures in Fuel/Air Mixtures. *Combustion and Flame*. Vol. 45(1), pp. 7-22.
56. Lee, JHS (1982). Hydrogen air detonations. *2nd International workshop on the impact of hydrogen on water reactor safety*. Albuquerque, New Mexico.
57. Gavrikov, AI, Efimenko, AA and Dorofeev, SB (2000). A model for detonation cell size prediction from chemical kinetics. *Combustion and Flame*. Vol. 120, pp. 19-33.
58. Rigas, F and Amyotte, P (2013). *Hydrogen safety*. Boca Raton: CRC press. Taylor and Francis Group.
59. Cassut, LH (1961). Experimental investigation of detonation in unconfined gaseous hydrogen-oxygen-nitrogen mixtures. *ARS Journal*. Vol. 31, p.7.
60. Lee, JH, Kynstantus, RC, Guirao, M, Benedick, WA and Shepherd, JE (1982). Hydrogen-Air Detonations. *Proceedings of the 2nd International Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety*. M. Berman, Ed., SAND82-2456, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, October.
61. Browne, S and Shepherd, JE (2007). Linear Stability of Detonations with Reversible Chemical Reactions. Extended abstract and work-in-progress poster for the 21st International Colloquium on the Dynamics of Explosions and Reactive Systems, ENSMA, Poitiers, France, July 22-27, 2007.
62. HyFacts Project. Chapter DM. Hydrogen deflagrations and detonations. Available from: <http://hyfacts.eu/category/education-training/> [accessed on 04.01.16].
63. Molkov, V and Kashkarov, S (2015). Blast wave from a high-pressure gas tank rupture in a fire: stand-alone and under-vehicle hydrogen tanks. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 40, no. 36, pp. 12581–12603.
64. Baker, WE, Cox, PA, Westine, PS, Kulesz, JJ and Strehlow, RA (1983). *Explosion hazards and evaluation*. Elsevier Scientific Publishing Company.
65. Mannan, S (2005). *Lees' Loss Prevention in the Process Industries*, 3rd ed., vol. 1. Elsevier Butterworth-Heinemann.
66. Kashkarov S, Li Z, Molkov V. Blast wave from a hydrogen tank rupture in a fire in the open: Hazard distance nomograms. *Int J Hydrogen Energy*, 2020;45:2429-2446.
67. Molkov V, Cirrone D, Shentsov V, Dery W, Kim W, Makarov D. Blast wave and fireball after hydrogen tank rupture in a fire. In: *In Advances in pulsed and continuous detonations*; 2018.

Cours 10: Faire face aux explosions d'hydrogène

68. Shebeko, YuN, Tsarichenko, S G, Eremenko, OYa, Keller, VD and Trunev, AV (1990). Combustion of lean hydrogen-air mixtures in an atomized water stream. *Combustion Explosion and Shock Waves*. Vol. 26(4), pp. 426-428.
69. Friedrich, A, Kotchourko, N, Stern, G and Vesper, A (2009). HYPER experiments on catastrophic hydrogen releases inside a fuel cell enclosure. *Proceedings of the Third International Conference on Hydrogen Safety*, Paper ID 118, 16-18 September 2009, Ajaccio, Corsica, France.