



Europäisches Train the Trainer-Programm für Responder

Lektion 9

Gefahrenabstände durch Wasserstoffflammen und Brandbekämpfung

STUFE IV

Experte

Die in dieser Lektion enthaltenen Informationen richten sich an **Experte** und höher.

Dieses Thema ist auch auf den Stufen I-III verfügbar.

Diese Lektion ist Teil eines Schulungsmaterialpakets mit Materialien für die Stufen I - IV: Feuerwehrmann, Gruppenkommandant (-führer), Einsatzleiter und Experte. Bitte beachten Sie die Einleitung zur Lektion bezüglich der Kompetenzen und Lernerwartungen

Hinweis: Diese Materialien sind Eigentum des HyResponder-Konsortiums und sollten entsprechend gewürdigt werden. Die Ergebnisse von HyResponse wurden als Grundlage verwendet.





Haftungsausschluss

Trotz der Sorgfalt, die bei der Erstellung dieses Dokuments aufgewendet wurde, gilt folgender Haftungsausschluss: Die Informationen in diesem Dokument werden in der vorliegenden Form bereitgestellt, und es wird keine Garantie oder Gewährleistung dafür übernommen, dass die Informationen für einen bestimmten Zweck geeignet sind. Der Nutzer verwendet die Informationen auf eigenes Risiko und eigene Haftung.

Das Dokument gibt ausschließlich die Meinung der Autoren wieder. Das Gemeinsame Unternehmen FCH und die Europäische Union haften nicht für die Verwendung der in diesem Dokument enthaltenen Informationen.

Danksagungen

Das Projekt wurde vom Gemeinsamen Unternehmen "Fuel Cells and Hydrogen 2" (JU) im Rahmen der Finanzhilfvereinbarung Nr. 875089 finanziert. Das Gemeinsame Unternehmen wird durch das Forschungs- und Innovationsprogramm "Horizont 2020" der Europäischen Union sowie durch das Vereinigte Königreich, Frankreich, Österreich, Belgien, Spanien, Deutschland, Italien, die Tschechische Republik, die Schweiz und Norwegen unterstützt.



Zusammenfassung

Dieser Lektion konzentriert sich auf gezündete Wasserstofffreisetzungen (Mikroflammen, Stichflammen, Feuerbälle). Zu Beginn wurde eine nützliche Terminologie eingeführt. Dann wird eine Klassifizierung der verschiedenen Arten von Wasserstoffbränden gegeben. Wasserstoff-Strahlbrände (typisch für komprimierte Gasspeicher) werden im Detail besprochen. Ein wesentlicher Teil des Lektions ist der Bewertung von Flammenlänge und Trennungsabständen gewidmet. Es werden Schadenskriterien für Wasserstofftechnologien beschrieben. Der Einfluss verschiedener Faktoren auf die Länge der Wasserstoffflamme wird diskutiert. Die Strahlungswärmeströme und die Flammenlängen für Düsenbrände von Wasserstoff, CNG und LPG wurden in dieser Lektion vorgestellt. Es wird ein Überblick über Erkennungs- und Entschärfungstechniken für Wasserstoffbrände gegeben. Diese Informationen sind nicht nur für die virtuelle Realität und betriebliche Übungen sehr nützlich, sondern auch für die Entscheidungsfindung an einem Unfallort, an dem Brände auftreten.

Schlüsselwörter

Wasserstoffbrand, Flammenlänge, Trennungsabstand, Strahlungswärmeströme, Erkennung, Eindämmung, Auslöschung

Inhaltsübersicht

Zusammenfassung.....	3
Schlüsselwörter	3
1. Zielgruppe.....	6
1.1 Beschreibung der Rolle: Experte.....	6
1.2 Kompetenzniveau: Experte	6
1.3 Vorbildung: Experte.....	6
2. Einleitung und Ziele	6
3. Wichtigste Terminologie.....	8
4. Arten von Wasserstoffbränden und Flammen.....	10
4.1 Mikroflammen.....	10
4.1.1 Löschung von Wasserstoffflammen	11
4.1.2 Undichte Armaturen.....	13
4.2 Wasserstoffstrahlbrände und Flammenlänge und Gefahrenabstände	15
4.2.1 Die dimensional Korrelationen	19
4.2.2 Die dimensionslose Korrelation.....	23
4.2.3 Bestimmung der Flammenlänge	28
4.2.4 Die Position der Strahlflammspitze	29
4.2.5 Gefahrenabstände durch Wasserstoffstrahlfeuer	31
4.3 Flammenlängen und Trennungsabstände, die von verschiedenen Aspekten betroffen sind	36
4.3.1 Die Auswirkung der Düsenbefestigung auf die Flammenlänge	36
4.3.2 Der Einfluss von Düsengröße und -form auf die Flammenlänge	37
4.3.3 Der Einfluss des Auftriebs auf deterministische Trennungsabstände.....	39
4.3.4 Die Wirkung von Barrieren	39
5. Pipeline-Anwendungen	41
6. Strahlungswärmeströme von Düsenfeuern und Feuerbällen.....	45
6.1 Strahlungswärmeströme von Düsenfeuern.....	45
6.2 Wasserstoffstrahlbrände im Vergleich zu Strahlbränden üblicher Brennstoffe.....	49
6.3 Wasserstoff-Feuerkugeln	50
6.4 Auswirkung der verzögerten Zündung auf den Druck von Wasserstoffstrahlbränden	51
6.5 Einfluss verschiedener Parameter auf den Überdruck	52
6.5.1 Der Einfluss des Öffnungsdurchmessers auf den Überdruck	52



6.5.2	Der Einfluss der Zündverzögerung auf den Überdruck.....	53
6.5.3	Der Einfluss des Standorts der Zündquelle auf den Überdruck.....	54
7.	Brand von FC-Fahrzeugen	54
8.	Erkennung, Eindämmung und Löschung von Wasserstoffbränden.....	63
8.1	Erkennung von Wasserstoffbränden	63
8.1.1	UV-Detektoren.....	65
8.1.2	IR-Detektoren	66
8.1.3	Thermische Detektoren.....	66
8.1.4	Bildgebende Systeme.....	66
8.2	Eindämmung von Wasserstoffbränden	66
8.2.1	Kontrolle der Strömungsrichtung des Strahls	66
8.2.2	Abschirmung oder Barrieren.....	67
8.2.3	Verringerung der Flammenlänge	67
8.2.4	Flammenrückschlag- und Flammensperren.....	69
8.2.5	Verwendung von Wärmedämmung	70
8.3	Erlöschen von Wasserstoffbränden.....	71
9.	Berechnung der Flammenlänge eines unterexpandierten Düsenfeuers	71
10.	Einschlägige e-Labor-Tools.....	74
10.1	Berechnung der Flammenlänge	74
10.2	Expandierter und unterexpandierter Strahl.....	77
10.3	Berechnung der Gefahrendistanz.....	78
	Danksagung	79
	Referenzen.....	79



1. Zielgruppe

Die in dieser Lektion enthaltenen Informationen richten sich an die Ebene der Experten und darüber hinaus. Die Rollenbeschreibung, das Kompetenzniveau und die Lernerwartungen auf Expertenebene werden im Folgenden beschrieben.

1.1 Beschreibung der Rolle: Experte

Experten unterstützen den Einsatzleiter mit Ratschlägen und durch die Leitung und Beaufsichtigung von technischen Einsätzen, die den Einsatz von Wissen, Fähigkeiten oder Ausrüstung in Bezug auf ein bestimmtes Risiko oder eine bestimmte Einsatzfähigkeit erfordern. Typische Vorfälle betreffen gefährliche Stoffe, Transportfahrzeuge, klimatische Ereignisse, strukturelle und andere bauliche Mängel sowie die Logistik von Notfallmaßnahmen.

1.2 Kompetenzniveau: Experte

Ein wissenschaftliches, technisches und empirisches Fundament im Fachgebiet mit der durch Erfahrung erweiterten Fähigkeit, diese Informationen und Kenntnisse in einer interpretierten und nützlichen Weise anzuwenden, um den Einsatzleiter und andere Ersthelfer unter der Leitung des Experten in die Lage zu versetzen, wirksam und sicher auf die Notfallsituation zu reagieren.

1.3 Vorbildung: Experte

EQR 5 - Umfassendes, spezialisiertes, faktisches und theoretisches Wissen in einem Arbeits- oder Studienbereich und ein Bewusstsein für die Grenzen dieses Wissens. Ein umfassendes Spektrum an kognitiven und praktischen Fähigkeiten, die erforderlich sind, um kreative Lösungen für abstrakte Probleme zu entwickeln. Ausübung von Management- und Aufsichtsfunktionen in Arbeits- oder Studienkontexten mit unvorhersehbaren Veränderungen; Überprüfung und Weiterentwicklung der eigenen Leistung und der Leistung anderer.

2. Einleitung und Ziele

Häufig wird der Begriff "Sicherheit" als "nichttechnisches" Hindernis für die neuen FCH-Technologien genannt. Vor der Markteinführung dieser Technologien müssen jedoch noch mehrere technische Herausforderungen bewältigt werden. Eine davon ist die Verringerung der Länge der Wasserstoffstrahlflamme von dem derzeitigen Wert von 10-15 m aus der Brennstoffzelle (Fuel Cell) bzw. aus den Wasserstofftanks, um die Evakuierung und Rettung der Passagiere und ihre Sicherung durch die Einsatzkräfte zu ermöglichen. Ein weiteres wichtiges ungelöstes Problem ist die Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer von Wasserstofftanks an Bord von Fahrzeugen von 1-7 Minuten (derzeitiger Wert für Behälter des Typs IV), um eine längere Zeit für das Abblasen der Tanks zu ermöglichen. Dies würde schwere Schäden an zivilen Gebäuden wie Garagen bei einer unbeabsichtigten Wasserstofffreisetzung verhindern. Außerdem würde dadurch die Bildung großer Wasserstoff-Luft-Wolken in Tunneln ausgeschlossen, die bei Bränden auf der gesamten Länge des Tunnels zu Todesfällen führen können. Die höhere Feuerwiderstandsfähigkeit von



Wasserstoffspeichern würde eine sichere Evakuierung von Zivilpersonen vom Unfallort ermöglichen und somit die Sicherheit von Insassen und Einsatzkräften gewährleisten [1].

Zweifellos werden die Einsatzkräfte mit Zwischenfällen oder Unfällen mit Wasserstoffflammen zu tun haben, da Wasserstoffbrände ein typisches Szenario vieler Unfälle sind. Die Kenntnis der möglichen Länge der Wasserstoffflamme und der entsprechenden Abstände ist für die Einsatzkräfte von entscheidender Bedeutung. Es wird auch eine Wärmestrahlung von einem Feuer ausgehen, die in den Entfernungen jenseits der Flammenlänge Menschen verletzen und Schäden an Strukturen, Gebäuden, Geräten usw. verursachen kann. In dieser Lektion werden mehrere Faktoren erörtert, die sich auf das Ausmaß eines Strahlungsfeuers und den damit verbundenen Wärmestrom auswirken, darunter der Wasserstoffspeicherdruck und die Größe des Lecks. Methoden zur Erkennung von Wasserstoffbränden sowie Techniken zur Eindämmung und Löschung von Wasserstoffbränden werden in dieser Lektion ebenfalls behandelt.

Am Ende dieser Lektion wird ein Responder/ein Auszubildender in der Lage sein:

- Unterscheiden zwischen verschiedenen Arten von Wasserstoffbränden:
- von Mikroflammen über Stichflammen bis hin zu Feuerbällen,
- Bewertung der Wasserstoff-Flammenlängen mit Hilfe von Nomogrammen, dimensional und dimensionslosen Korrelationen,
- Beurteilen der durchschnittlichen Position der Flammenspitze des Strahls,
- Vorhersage der Bestimmung von Sicherheitsabständen zum Schutz von Menschen und Gebäuden,
- Erläutern der Auswirkung verschiedener Faktoren auf die Flammenlänge eines Stichflammenfeuers: Größe und Form der Düse, Befestigung des Strahls, Auftrieb, Barrieren oder Wände,
- Vergleichen von Flammenlängen und Wärmeströmung von Düsenfeuern mit Wasserstoff und anderen gängigen Brennstoffen (CNG und LPG),
- Erläutern der Druckauswirkungen von Wasserstoffstrahlbränden,
- Nennen der wichtigsten Methoden zur Erkennung von Wasserstoffbränden,
- Kennt die Techniken zur Eindämmung von Wasserstoffbränden
- Durchführen der Praktiken zur Löschung von Wasserstoffbränden ,
- Erkennen der wichtigsten Sicherheitsprobleme im Zusammenhang mit dem derzeitigen Stand der FCH-Technologien.

•

3. Wichtigste Terminologie

Um Wasserstoffbrände und andere damit zusammenhängende Phänomene (wie z. B. Mikroflammen, Löschen, Abheben, Abblasen und Ausblasen, Wärmestrahlung, Sichtbarkeit der Flamme, Flammenlänge und -geschwindigkeit, Feuer mit auftreffenden Strahlen usw.) vollständig zu verstehen, ist es nützlich, einige der unten aufgeführten Definitionen zu kennen. Achten Sie bitte auf die dimensionslosen Zahlen, die in dieser und weiteren Lektionen häufig verwendet werden.

Blow-down ist ein Prozess, bei dem der Speicherdruck während eines Lecks mit der Zeit abnimmt [1].

Unter *Abblasen* versteht man das Erlöschen der Flamme mit hoher Geschwindigkeit ohne Abheben [2].

Das *Ausblasen* ist das Erlöschen der Flamme bei hoher Geschwindigkeit mit einem Abheben [2].

Die *Ausblasgrenze* ist ein Grenzwert für die Strömungsgeschwindigkeit des Brennstoffs, bei dessen Überschreitung eine angehobene Flamme ausbläst [2].

Die *Deflagration* ist der Prozess, der auf die schwache Zündung in einem brennbaren Gemisch folgt, die sich mit Unterschallgeschwindigkeit in frisches, unverbranntes Gemisch ausbreitet [3].

Die *Detonation* ist der Prozess, bei dem sich die Verbrennungswelle mit Überschallgeschwindigkeit im nicht reagierten Medium ausbreitet [3].

Unter *Rückfall* versteht man die Wiederanbindung einer angehobenen Flamme an die Düse durch eine Abnahme der Abhebegeschwindigkeit [2].

Der *effektive Durchmesser* ist der Strahldurchmesser an der Stelle, an der die Expansion bis auf 1 bar erfolgt, in einem unterexpandierten Strahl [4].

Expandierter Strahl ist der Strahl mit einem Druck am Düsenaustritt, der dem atmosphärischen Druck entspricht [1].

Die *Feuerwiderstandsdauer* ist ein Maß für die Zeit, in der ein passives Brandschutzsystem einer standardisierten Feuerwiderstandsprüfung standhalten kann [1].

Flammenabhebung ist der Zustand, in dem die Flamme und ein Brenner getrennt werden.

Die *Flammengeschwindigkeit* ist die Geschwindigkeit der Flamme in Bezug auf einen festen Beobachter [3].

Der *Flammpunkt* ist die niedrigste Temperatur, bei der der Brennstoff genügend Dämpfe erzeugt, um mit der Luft an seiner Oberfläche ein brennbares Gemisch zu bilden [1].



Die *Froude-Zahl* (Fr) ist eine dimensionslose Zahl, die dem Verhältnis von Trägheitskraft und Schwerkraft entspricht [1].

Die *Gefahrendistanz* ist die Entfernung von der (Gefahren-)Quelle zu einem (durch physikalische oder numerische Modellierung oder durch eine Vorschrift) bestimmten physikalischen Effektwert (normalerweise thermisch oder Druck), der zu einem Schadenszustand (von "kein Schaden" bis "maximaler Schaden") für Menschen, Ausrüstung oder Umwelt führen kann.

Die *laminare Verbrennungsgeschwindigkeit* ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flamme im Verhältnis zur Geschwindigkeit des vor ihr befindlichen unverbrannten Gases unter bestimmten Bedingungen hinsichtlich Zusammensetzung, Temperatur und Druck des unverbrannten Gases [1].

Die *Abhebehöhe* ist die Höhe vom Düsenaustritt bis zur Basis einer abgehobenen Flamme [2].

Die *Abhebegeschwindigkeit* ist die Strömungsgeschwindigkeit des Brennstoffs, die dazu führt, dass sich eine Flamme von der Düse löst [2].

Die *Mach-Zahl* (M) ist eine dimensionslose Zahl, die dem Verhältnis zwischen der lokalen Strömungsgeschwindigkeit und der lokalen Schallgeschwindigkeit entspricht [1].

Der *höchstzulässige Betriebsdruck* ($MAWP$) ist der maximale Druck, dem ein Bauteil oder ein Teil des Drucksystems über den gesamten Bereich der Auslegungstemperaturen ausgesetzt werden kann [5].

Normale Temperatur- und Druckbedingungen (NTP) sind: Temperatur 293,15 K und Druck 101,325 kPa [1].

Eine *nicht vorgemischte Flamme* (oft als *Diffusionsflamme* bezeichnet) ist eine Flamme, in der Oxidationsmittel und Brennstoff vor Erreichen der Flammenfront nicht vermischt werden. Während der Verbrennung verbindet sich das Oxidationsmittel mit dem Brennstoff durch Diffusion. Die Flammengeschwindigkeit wird durch die Diffusionsgeschwindigkeit begrenzt.

Überdruck ist der Druck in einer Druckwelle, der über dem Atmosphärendruck liegt, oder der Druck innerhalb eines Sicherheitsbehälters, der den maximal zulässigen Betriebsdruck des Sicherheitsbehälters überschreitet [5].

Eine *vorgemischte Flamme* ist eine Flamme, in der das Oxidationsmittel mit dem Brennstoff vermischt wurde, bevor es die Flammenfront erreicht. Die Verbrennung von vorgemischtem Brennstoff und Oxidationsmittel bildet eine dünne Flammenfront, da die Reaktanten leicht verfügbar sind.

Die *Löschstrecke* ist die Funkenstrecke zwischen zwei flachen, parallelen Plattenelektroden, bei der die Zündung von brennbaren Brennstoff-Luft-Gemischen unterdrückt wird. Die Löschstrecke ist die erforderliche Durchgangsgröße, um die Ausbreitung einer offenen



Flamme durch ein brennbares Brennstoff-Luft-Gemisch, das den Durchgang füllt, zu verhindern [1].

Die *Reynoldszahl* (Re) ist eine dimensionslose Zahl, die ein Maß für das Verhältnis von Trägheits- zu viskosen Kräften ist [1].

Der *Gefahrenabstand* (oder *Trennungsabstand*) ist ein Mindestabstand, der "bestimmte Ziele (z. B. Menschen, Bauwerke oder Ausrüstungen) von den Folgen möglicher Unfälle im Zusammenhang mit dem Betrieb einer Wasserstoffanlage" trennt [6].

Ein *unterexpandierter Strahl* ist ein Strahl mit einem Druck am Düsenaustritt, der über dem atmosphärischen Druck liegt [1].

Die *sichtbare Flammenlänge* ist der Abstand der Mittellinie von der Spitze der Düse bis zum Flammenende [2]. Für die Messung der Flammenlänge werden häufig digitale Bilder im sichtbaren, infraroten (IR) und ultravioletten (UV) Bereich verwendet, und die gemessenen Flammenlängen variieren zwischen verschiedenen Bildern [23].

4. Arten von Wasserstoffbränden und Flammen

Wasserstoff kann in verschiedenen Verbrennungsarten brennen, z. B. als Stichflamme, Strahlfeuer, Deflagration, Detonation usw. Wasserstoffbrände können von Mikroflammen mit einem Massendurchsatz von 10^{-9} kg/s bis hin zu Flammen mit hohem Massendurchsatz (Hunderte von kg/s) reichen. Wasserstofffreisetzungen können als laminare Diffusionsflammen oder als turbulente, nicht vorgemischte Flammen brennen, je nach Reynolds-Zahl (Re) an einem Leckausgang. Die Flammen können auftriebsgesteuert und impulsdominiert sein. Die meisten gefährlichen Wasserstofffreisetzungen werden impulsdominiert verlaufen. Die Strahlbrände können je nach den Bedingungen am Leckaustritt Unterschall (Machzahl $M < 1$), Schall und stark unterexpandierten Überschall sein. In den Szenarien, in denen ein Versagen des Speichertanks mit der sofortigen Freisetzung von Wasserstoff in die umgebende Atmosphäre möglich ist, können sich große Feuerbälle (Dutzende von Metern) bilden. Das Vorhandensein von Hindernissen, Oberflächen und Umschließungen beeinflusst die Stichflamme erheblich. Ein Sonderfall sind die Brände von verflüssigtem Wasserstoff (LH_2). Derzeit gibt es nur wenige Erkenntnisse über LH-Brände. Derzeit gibt es nur wenige Erkenntnisse über LH-Brände. Es besteht eine Wissenslücke mit dem Hinweis, dass die Kondensation und Verfestigung von Sauerstoff (aus der Atmosphäre) im Falle eines $2LH_2$ -Lecks/einer LH-Verschüttung Vermischung unter bestimmten Bedingungen zu explosiven Gemischen führen kann

4.1 Mikroflammen

Die Beschreibung von Wasserstoff-Mikroflammen findet sich in Abschnitt 3.13 in Lektion 2. Die Mikroflammen sind durch den geringen Massenstrom von Wasserstoff in der

Größenordnung von 10^{-9} kg/s ($1 \mu\text{g/s}$) in Form von laminaren Unterschallströmungen aus Rissen in den Tanks gekennzeichnet.

4.1.1 Löschung von Wasserstoffflammen

Im Allgemeinen gibt es einen begrenzten Bereich von Durchflussmengen, bei dem sich eine Flamme an einer Brennerdüse bilden kann. Unterhalb dieses Bereichs liegt der Durchfluss unterhalb der *Löschgrenze* [1]. Das Löschen einer Flamme tritt ein, wenn die Wärmeverluste der Flamme mit der durch die Verbrennung erzeugten Wärme vergleichbar sind und somit die chemischen Reaktionen nicht aufrechterhalten werden können. Wasserstoffflammen sind schwer zu löschen. So kann beispielsweise die Verbrennung von Wasserstoff-Luft-Gemischen durch starke Wasserspritzer verschlimmert werden, da sie zu Turbulenzen führen und das Gemisch um die Tröpfchen herum brennen kann. Wasserstoff hat im Vergleich zu anderen brennbaren Gasen die geringste Löschdistanz.

Die *Löschdistanz* ist der maximale Abstand zwischen zwei parallelen Platten, der eine Flamme, die zwischen ihnen hindurchgeht, zum Erlöschen bringt. Der Löschaabstand nimmt mit zunehmendem Druck und steigender Temperatur ab. Er hängt auch von der Zusammensetzung des Gemisches ab [1]. Die *Löschstrecke* ist die Funkenstrecke zwischen zwei flachen parallelen Plattenelektroden, bei der die Zündung von brennbaren Kraftstoff-Luft-Gemischen unterdrückt wird [1]. Für die vorgemischten Wasserstoff-Luft-Gemische werden häufig zwei Verfahren angewendet:

- Ein kreisförmiges Rohr, mit dessen Hilfe der Abschreckdurchmesser gemessen wird,
- Ein Schlitz, durch den die Löschdistanz gemessen wird, indem man die Breite des Schlitzes betrachtet [10].

Es gibt noch einen weiteren Begriff, der das Löschen von Wasserstoffflammen beschreibt: eine *Abblasgrenze*, die dem erreichten Durchfluss entspricht, bei dem die Flamme *aus der Düse abbläst* [1]. Die Lösch- und Abblasgrenzen begrenzen die Leckdurchflussraten, die eine Verbrennung unterstützen können.

Die Abschreck- und Abblasgrenzen verschiedener Gase wurden von Kalghatgi [11], Matta et al. [12], Cheng et al. [13] für eine Reihe von Brennstoffen, darunter Propan, Methan und Wasserstoff, an Rundbrennern gemessen (Abbildung 1). Wie aus Abbildung 1 hervorgeht, sind die Löschgrenzen nahezu unabhängig vom Durchmesser. Wasserstoff hat die niedrigste Löschgrenze und die höchste Abblasgrenze.

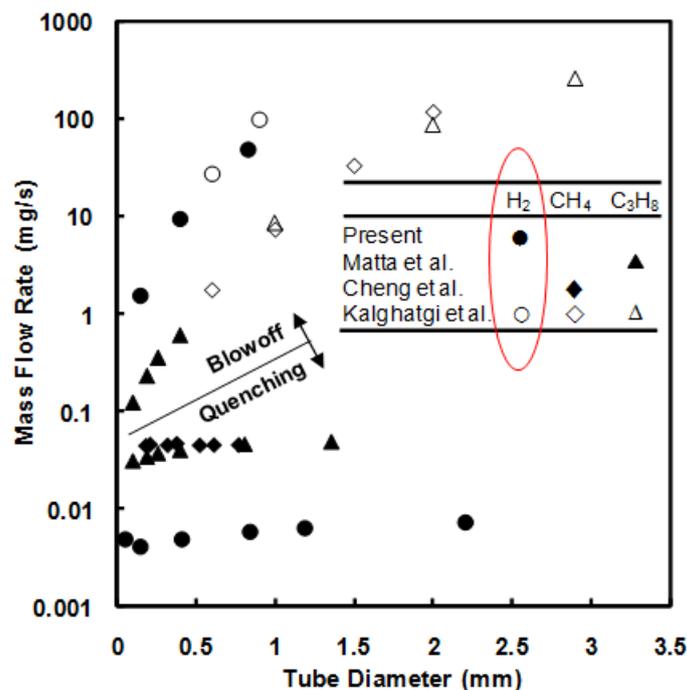


Abbildung 1. Die Abschreck- und Abblasgrenzen verschiedener Brennstoffe [1].

Diese Studien haben gezeigt, dass die Abblasgrenzen für den Massenstrom von Wasserstoff höher sind als die für Methan und Propan. Bei einer gegebenen Leckgröße gibt es einen Bereich von Massendurchsätzen, in dem Wasserstoff eine stabile Flamme aufrechterhalten kann, während Methan und Propan abgeblasen würden [1]. Butler et al. [14] untersuchten die Löschgrenzen für impulsgesteuerte Diffusionsmikroflammen. Die Löschung auf einer so kleinen Skala hängt eher vom Massendurchsatz als vom Düsendurchmesser ab. Aus den experimentellen Daten geht hervor, dass der für eine anhaltende Zündung erforderliche Mindestmassendurchsatz bei 0,028 mg/s liegt [14]. Unterhalb dieses Wertes wird die Diffusionsflamme gelöscht. In Abbildung 2 ist der für eine anhaltende Zündung erforderliche Massendurchsatz als Funktion des Brennerdurchmessers und des Vordrucks für drei verschiedene Brennstoffe in einem bestimmten Druckbereich dargestellt, wobei eine verdrosselte Strömung angenommen wird. Dieses Diagramm bestätigt, dass das Quenchen auch vom Druck abhängt. Jede Linie in Abbildung 2 beginnt beim minimalen Vordruck bei gedrosselter Strömung und endet beim maximalen Druck, der bei FCV-Fahrzeugen zu erwarten ist. Aus dieser Darstellung geht hervor, dass Wasserstoff bei einem bestimmten Speicherdruck bei kleineren Lochdurchmessern als bei Methan oder Propan anfällig für Leckflammen ist. Außerdem wird bei einem Speicherdruck von 69 MPa (690 bar) vorausgesagt, dass ein Loch mit einem Durchmesser von nur 0,4 μm eine Flamme unterstützt [1].

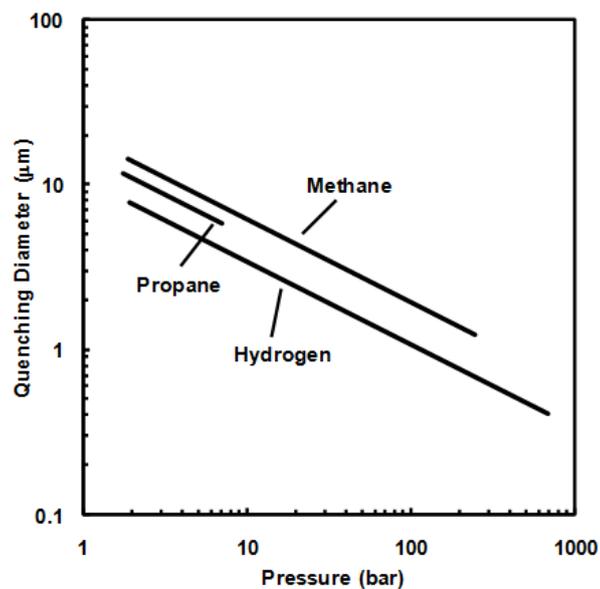


Abbildung 2. Der Quenchedurchmesser als Funktion des absoluten Drucks vor dem Ventil [14].

4.1.2 Undichte Armaturen

Die Klemmringverschraubungen werden häufig für unter hohem Druck gelagerte Gase verwendet. Abbildung 3 zeigt die gemessenen Massendurchflüsse für Wasserstoff, Methan und Propan für eine 6 mm dicke Armatur in vertikaler Ausrichtung [14]. Der für eine anhaltende Zündung erforderliche Mindestdurchfluss ist in Abhängigkeit vom Druck aufgetragen. Für alle drei Brennstoffe sind die Grenzwerte unabhängig vom Druck, wobei Wasserstoff die niedrigsten Werte für die Löschgrenzen aufweist. Obwohl Wasserstoff den geringsten Massendurchfluss hat, der zur Aufrechterhaltung von Mikroflammen an Armaturen erforderlich ist, hat Propan den geringsten Volumendurchfluss zur Aufrechterhaltung von Mikroflammen an Armaturen [3]. Weitere Einzelheiten zu undichten Armaturen sind in [1] zu finden.

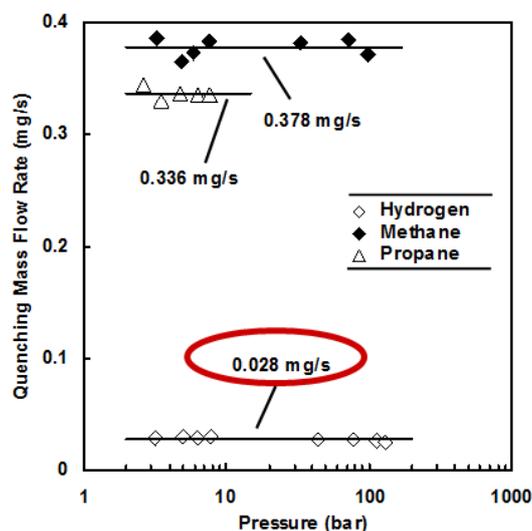


Abbildung 3. Abschreckgrenzen (Massendurchsätze) als Funktion des Vordrucks bei vertikaler Ausrichtung der Armaturen [14].

Abbildung 4 zeigt Bilder von Flammen aus undichten Armaturen bei Löschgrenzen für Wasserstoff, Methan und Propan [15]. Der obere, mittlere und untere Satz umfasst Rohrdurchmesser von 3, 6 bzw. 12 mm. Jeder Brennstoff strömte mit der minimalen Durchflussrate, die zur Aufrechterhaltung der Flamme erforderlich ist.

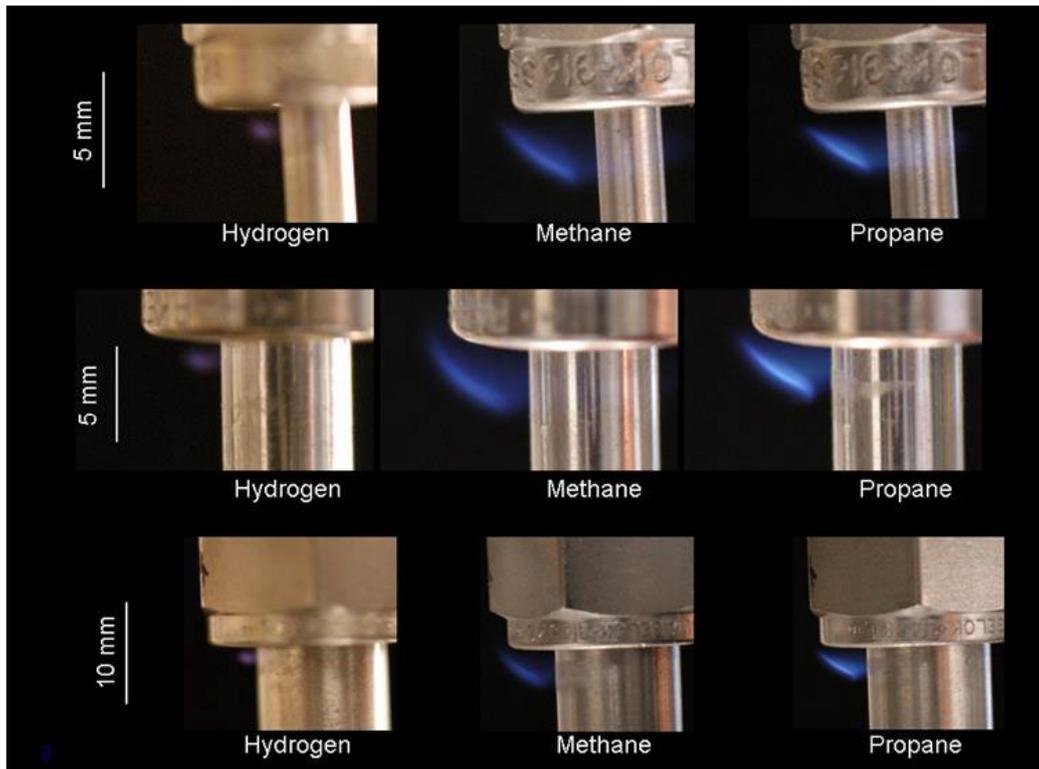


Abbildung 4. Bilder von Flammen an den Löschgrenzen für Wasserstoff, Methan und Propan [15].

4.2 Wasserstoffstrahlbrände und Flammenlänge und Gefahrenabstände

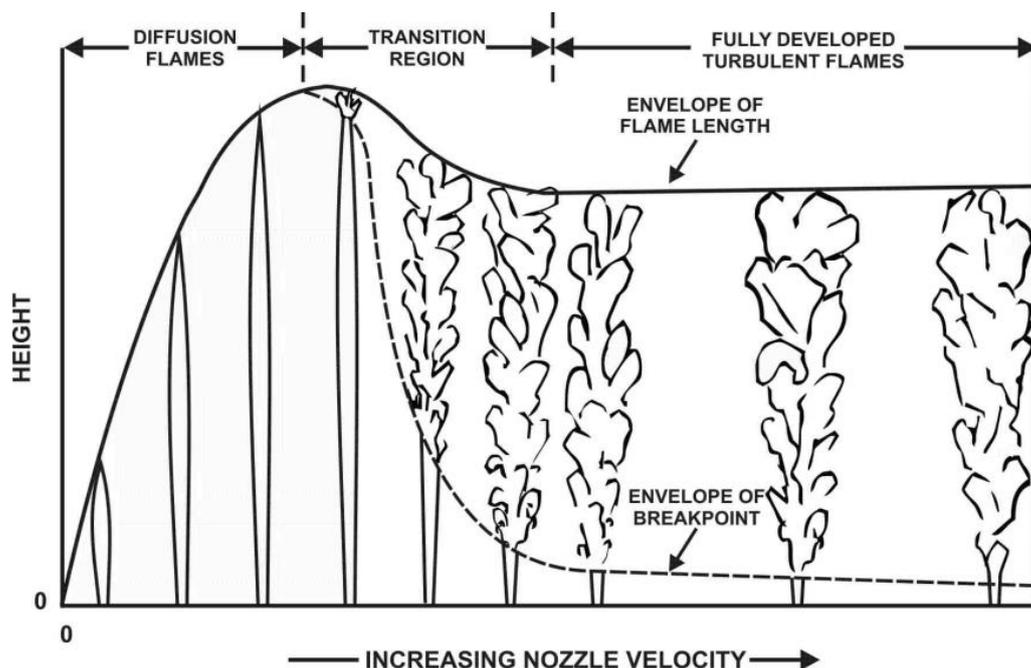


Abbildung 5. Übergang von der laminaren Diffusion zur voll entwickelten turbulenten Flamme ohne Vormischung [17].

Hottel und Hawthorne et al. [16, 17] kamen in ihrer bahnbrechenden Studie über expandierte Wasserstoffflammen zu dem Schluss, dass die Flammenlänge (L_F) nur proportional zum Düsendurchmesser (D) ist. Es wurde festgestellt, dass der Brenngasdurchsatz keinen Einfluss auf die Flammenlänge hat, solange er hoch genug ist, um eine voll entwickelte turbulente Flamme zu erzeugen (Abbildung 5).

Abbildung 5 zeigt die Veränderung der Flammenhöhe mit der Zunahme der Düsenstrahlgeschwindigkeit beim Übergang von der laminaren Diffusionsflamme zur voll entwickelten turbulenten, nicht vorgemischten Flamme, wie sie von Hawthorne et al. [16] beobachtet wurde. Zu Beginn führt die Erhöhung der Düsenstrahlgeschwindigkeit zu einer Vergrößerung der Flammenlänge bei laminaren Flammen. Dann erreicht die Höhe der laminaren Flamme bei einer bestimmten Geschwindigkeit ihr Maximum und beginnt zu sinken, da die Flamme zuerst an ihrer Spitze turbulent wird. Der Übergang von einer vertikalen laminaren Diffusionsflamme zu einer turbulenten Flamme beginnt bei einer Reynoldszahl von etwa $Re = 2000$, wenn die Freisetzung von Wasserstoff in die ruhende Luft betrachtet wird.

Es ist nicht offensichtlich, dass die von Hawthorne et al. [16] für Brände mit ausgedehnten Strahlen gezogene Schlussfolgerung hinsichtlich der Unabhängigkeit der Flammenlänge von der Düsenstrahlgeschwindigkeit für turbulente Strahlen auf Brände mit unterexpandierten Strahlen übertragen werden kann. So ist beispielsweise bekannt, dass die Turbulenz und die Geschwindigkeitsschwankungen an der Achse des unterexpandierten Strahls stromabwärts der Mach-Scheibe im Vergleich zu subsonischen Strömungen recht hoch sind [1]. Dieses hohe

Maß an Turbulenz in unterexpandierten Strahlen wurde kürzlich durch die Anwendung der Large-Eddy-Simulationstechnik (LES) von Brennan et al. [18] bei der Verarbeitung der experimentellen Daten über groß angelegte Wasserstoffstrahlfeuer der Sandia National Laboratories bestätigt.

Baev und Yasakov [19] haben theoretisch gezeigt, dass es je nach Brennerdurchmesser D einen charakteristischen Peak in der von Hottel und Hawthorne [17] erwähnten Funktion $L_F/D = f(Re)$ gibt, oder dass es bei Düsen mit größeren Durchmessern keinen Peak gibt (Abbildung 6).

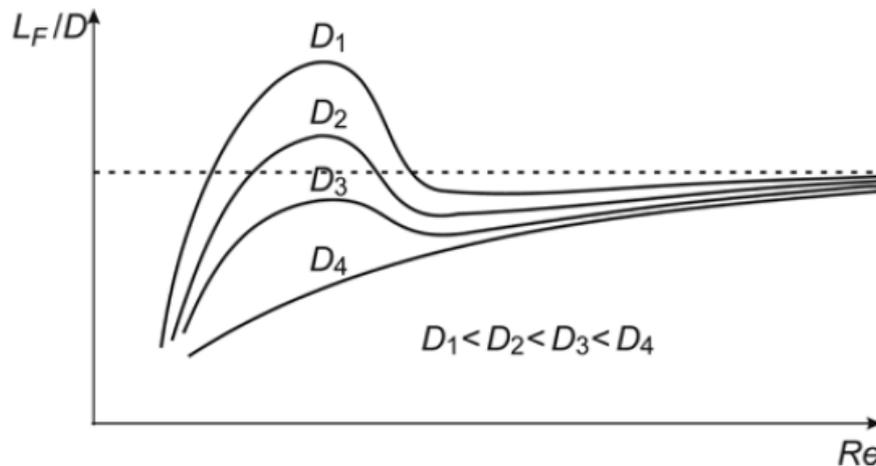


Abbildung 6. Theoretisches Verhältnis von Flammenlänge zu Durchmesser (L_F/D) in Abhängigkeit von der Reynoldszahl (Re) für verschiedene Düsendurchmesser D . Die gestrichelte horizontale Linie entspricht einer turbulenten Flammenlängengrenze L_t [19].

Diese theoretischen Vorhersagen wurden durch die in Abbildung 7 dargestellten Experimente von Shevyakov und Komov [20] bestätigt. Die experimentelle Abhängigkeit von L_F/D von Re bis zu $Re = 20.000$ wird für neun Edelstahl-Rohrbrenner mit einem Durchmesser von 1,45 bis 51,7 mm dargestellt. Das Verhältnis von Brennerlänge zu Durchmesser variierte von 50 für Brenner mit kleinem Durchmesser bis 10 für den größten Brenner. Die sichtbare Länge der Unterschallflammen wurde in einem abgedunkelten Raum gemessen. Die Wasserstoffdichte von $0,0899 \text{ kg/m}^3$ und die Temperatur von 273 K im Düsenaustritt wurden bei der Verarbeitung der Daten von Shevyakov und Komov [20] in unseren Untersuchungen angenommen.

Die experimentelle Abhängigkeit von L_F/D von Re für Brenner mit kleinerem Durchmesser (unter 6 mm) weist eine charakteristische Spitze auf, die von Baev und Yasakov [19] theoretisch vorhergesagt wurde. Diese Spitzenhöhe nimmt mit der Zunahme des Brennerdurchmessers im Bereich des Übergangs von laminarer zu turbulenter Strömung ($Re < 2.300$) ab. Dann nimmt L_F/D mit Re wieder zu und nähert sich einem Grenzwert $L_F/D = 220-230$ bei hohen Reynoldszahlen. Diese experimentellen Daten liegen über dem Grenzwert für turbulente Jetflammen $L_F/D = 190$, der von Baev und Yasakov [19] gemessen wurde. Es ist erwähnenswert, dass bei gleicher Reynoldszahl L_F/D mit zunehmendem Durchmesser abnimmt.

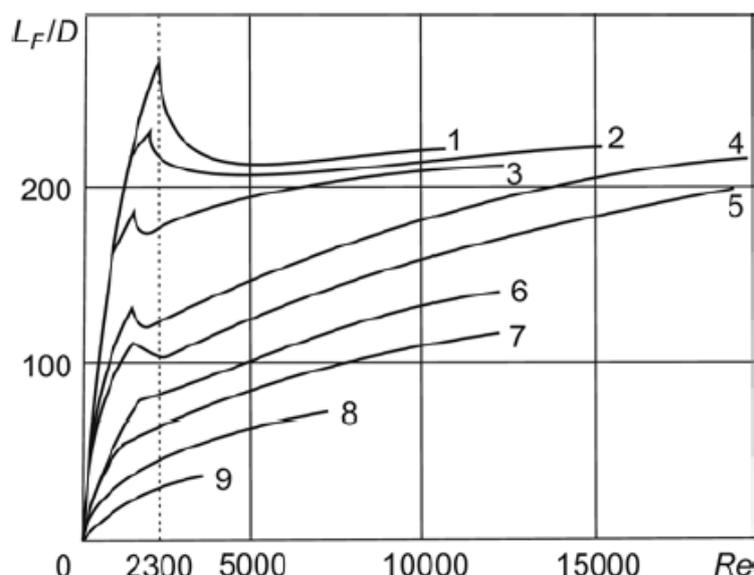


Abbildung 7. Das experimentelle Verhältnis von Flammenlänge zu Durchmesser (L_F/D) als Funktion der Reynoldszahl (Re) für verschiedene Düsendurchmesser D , mm: 1 - 1,45; 2 - 1,9; 3 - 2,9; 4 - 4,0; 5 - 6,0; 6 - 10,75; 7 - 15,5; 8 - 21; 9 - 51,7 [20].

Bis vor kurzem beschränkten sich alle Studien über Wasserstoffflammen auf ausgedehnte Strahlflammen oder Flammen mit hoher Reynoldszahl, um auf die funktionale Abhängigkeit der Strahlflammenlänge bei für Freisetzungen charakteristischen Reynoldszahlen bei Drücken bis zu 100 MPa zu schließen. Während die Studien von Baev und Yasakov [19] sowie Shevyakov und Komov [20] die Frage nach der Existenz einer Flammenlängenspitze beim Übergang von der laminaren zur turbulenten Flamme beantworteten, ist die Frage nach der Stabilisierung oder weiteren Zunahme der dimensionslosen Flammenlänge L_F/D mit der Reynoldszahl noch nicht beantwortet [21]. Ein chronologischer und detaillierter Überblick über die Forschung zur Wasserstoffstrahlflamme findet sich bei Molkov [1].

Kalghatgi [22] veröffentlichte die experimentellen Daten von mehr als 70 Versuchen mit Düsendurchmessern im Bereich von 1,08 - 10,1 mm, sowohl mit Unterschall- als auch mit Überschall-Wasserstoffstrahlflammen. Zwei wichtige Schlussfolgerungen können aus dieser Untersuchung gezogen werden. Die Schlussfolgerungen gelten sowohl für Unterschall- als auch für Überschallströmungen: 1) die Flammenlänge wächst mit dem Massendurchsatz bei festem Rohrdurchmesser D (D -Konstante), und 2) die Flammenlänge wächst mit dem Durchmesser bei festem Massendurchsatz \dot{m} (\dot{m} -Konstante). Diese Schlussfolgerungen stellen die Allgemeingültigkeit der Aussage von Hawthorne et al. [16] in Frage, die sich auf die Analyse von expandierten Unterschallstrahlen beschränken, wonach die Flammenlänge nur proportional zum Düsendurchmesser ist und der Wasserstoffdurchsatz keine Rolle spielt.

Die von verschiedenen Autoren vorgeschlagenen dimensionslosen Korrelationen der Flammenlänge basieren in der einen oder anderen Form ausschließlich auf der Froude-Zahl (Fr). Kürzlich wurden Fr -basierte Korrelationen auf Hochdruck-Wasserstoffstrahlfeuer

(unterexpandierte Strahlen) ausgeweitet. Die allgemeine Idee dieser Technik besteht darin, experimentelle Daten mit der modifizierten Fr-Zahl zu korrelieren, die auf dem so genannten *fiktiven oder effektiven Düsendurchmesser* anstelle des realen Düsendurchmessers basiert. Die Größe des fiktiven Düsendurchmessers und die Geschwindigkeit in der fiktiven Düse hängen jedoch von der angewandten Theorie ab, einschließlich einiger vereinfachender Annahmen. Um die unterexpandierten Strahlbrände in die dimensionslose Korrelation einzubeziehen, ersetzten Schefer et al. [23] den tatsächlichen Düsendurchmesser durch den effektiven (fiktiven) Düsendurchmesser. In der nachfolgenden Studie von Schefer et al. [24] wurde der effektive Durchmesser in der Form $D_{eff} = D(\rho NUN/\rho_{eff}U_{eff})^{0.5}$ angenommen (wobei "N" für die tatsächlichen Düsenausgangsparameter und "eff" für den effektiven (fiktiven) Düsenparameter steht) und wird hier zur Erstellung der in Abbildung 8 dargestellten Korrelation verwendet.

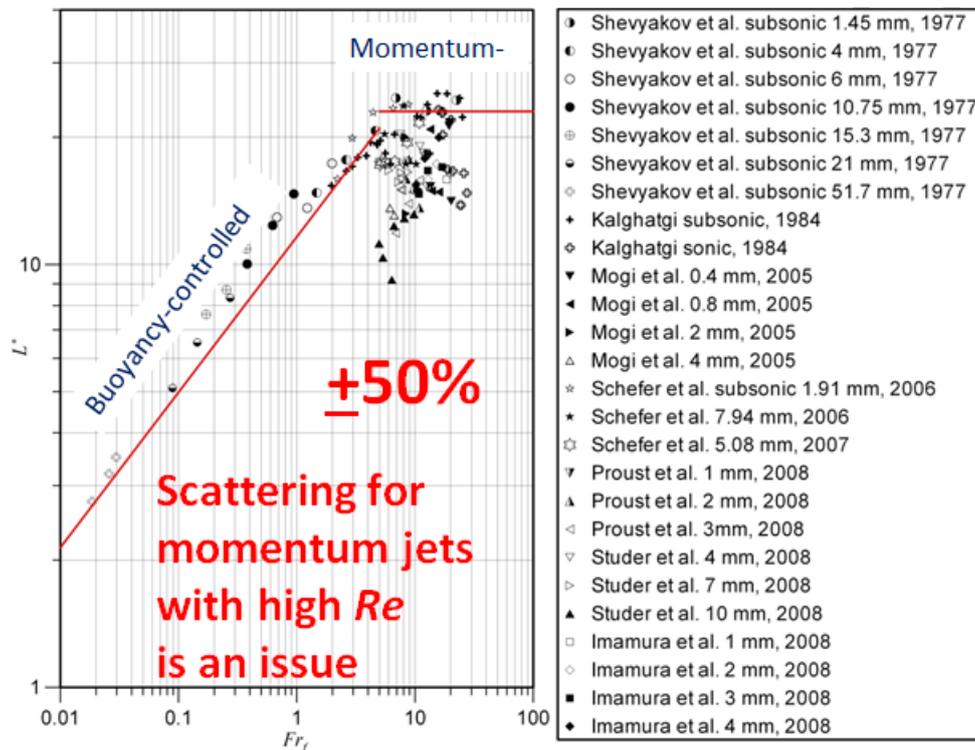


Abbildung 8. Die *Fr*-basierte Flammenlängenkorrelation in Koordinaten, die von Schefer et al. [24] verwendet wurde, mit dem erweiterten Bereich von experimentellen Daten zu Bränden mit unterexpandiertem Strahl.

Abbildung 8 zeigt, dass die Flammenlängendaten im impulsdominierten Bereich der Korrelation bei großen Froude-Zahlen, die typisch für Leckagen aus Hochdruck-Wasserstoffanlagen sind, in unannehmbare Weise gestreut sind. Es ist klar, dass die Vereinfachung der Flammenlängenkorrelationen auf die funktionale Abhängigkeit von der Froude-Zahl, d. h. unter Vernachlässigung der theoretisch vorhergesagten und experimentell beobachteten Abhängigkeit von Reynolds- und Mach-Zahlen, nicht gut funktioniert, wenn unterexpandierte Strahlen einbezogen werden [1].

4.2.1 Die dimensional Korrelationen

Abbildung 9 zeigt, dass die Verwendung der neuen Ähnlichkeitsgruppe ($\dot{m} \cdot D$) die Konvergenz der Flammenlängendaten von Kalghatgi [22] und der von anderen Forschern veröffentlichten Daten sowohl für Unterschall- als auch für Überschallstrahlen wesentlich verbessert hat^{1/2}. In Abbildung 9 sind fünfundneunzig experimentelle Datenpunkte zur Flammenlänge von Wasserstoffstrahlen in einem breiten Druckbereich bis 90 MPa und Düsendurchmessern von 0,4-10,1 mm in Koordinaten L_F in m gegen $(\dot{m} \cdot D)^{1/2}$ in $(\text{kg} \cdot \text{m/s})^{1/2}$ zusammengefasst^{1/2}[1].

Die von verschiedenen Forschergruppen gewonnenen experimentellen Daten werden auf dieselbe Kurve gebracht, wobei die beste Anpassungslinie in Abbildung 9 durch die folgende Dimensionsgleichung beschrieben wird:

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

wobei D der tatsächliche Düsendurchmesser, m, und \dot{m} der Massendurchsatz, kg/s, ist. Diese Gleichung erfordert nur die Kenntnis des tatsächlichen Leckdurchmessers und des Massendurchsatzes. Der Massendurchfluss kann mit Hilfe einer beliebigen validierten Theorie des unterexpandierten Strahls berechnet werden. Der Vorteil dieser Methode besteht darin, dass es nicht erforderlich ist, den tatsächlichen Düsendurchmesser durch den fiktiven Düsendurchmesser zu ersetzen. Dies schließt zusätzliche Unsicherheiten bei der Bestimmung der Parameter am fiktiven Düsenaustritt aus, die mit bestimmten Annahmen einer angewandten unterexpandierten Theorie zusammenhängen. Die Korrelation wurde an Unterschall-, Schall- und Überschall-Wasserstoffstrahlflammen validiert [1].

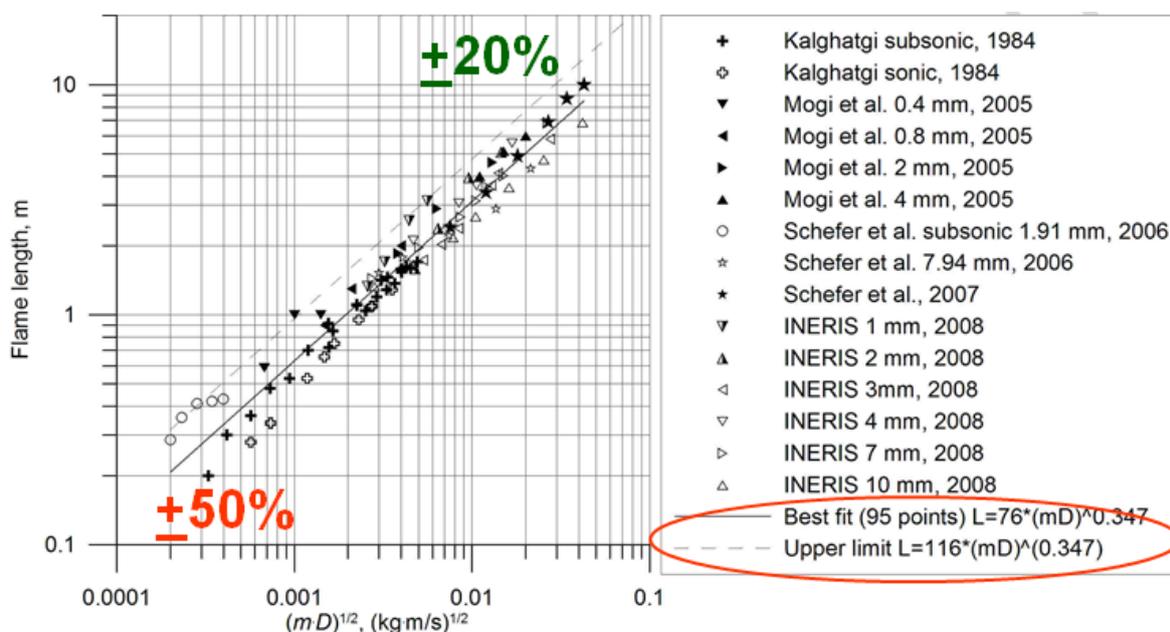


Abbildung 9. Die Dimensionskorrelation für die Länge der Wasserstoffstrahlflamme [1].



Die obere Grenzkurve für die experimentellen Flammenlängen in Abbildung 9 (konservative Schätzung) wird durch die folgende Gleichung dargestellt:

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

die im Vergleich zu der durch Gleichung (1) beschriebenen Best-Fit-Linie eine um 50 % größere Flammenlänge ergibt. Der Massendurchsatz ist per Definition $\dot{m} \propto D^2$, daher ergeben die Korrelationen (1) und (2) praktisch eine lineare Abhängigkeit der Flammenlänge vom Düsendurchmesser, $L_F \sim D$. Im Gegensatz dazu zeigt die Korrelation eine schwächere Abhängigkeit der Flammenlänge von der Dichte und der Geschwindigkeit in der Düse, $L_F \sim (\rho_N \cdot u_N)^{1/3}$.

Die Vorhersagekraft der Dimensionskorrelation in Abbildung 9 ist bei Bränden mit hoher Belastung recht gut (20 %), beträgt jedoch nur etwa 50 % bei kleineren Debitflammen, wobei der charakteristische Peak in der Abhängigkeit $L_F/D = f(Re)$ für kleine Durchmesser einer der möglichen Gründe für die größeren Streuungen in den experimentellen Daten ist. Die Korrelation ist zwar ein praktisches und zuverlässiges Werkzeug für die Wasserstoffsicherheitstechnik bei Lecks mit großen Massenströmen, sie wirft jedoch kein Licht auf die zugrunde liegende Korrelationsphysik und hat eine geringe Vorhersagekraft bei kleineren Lecks [1].

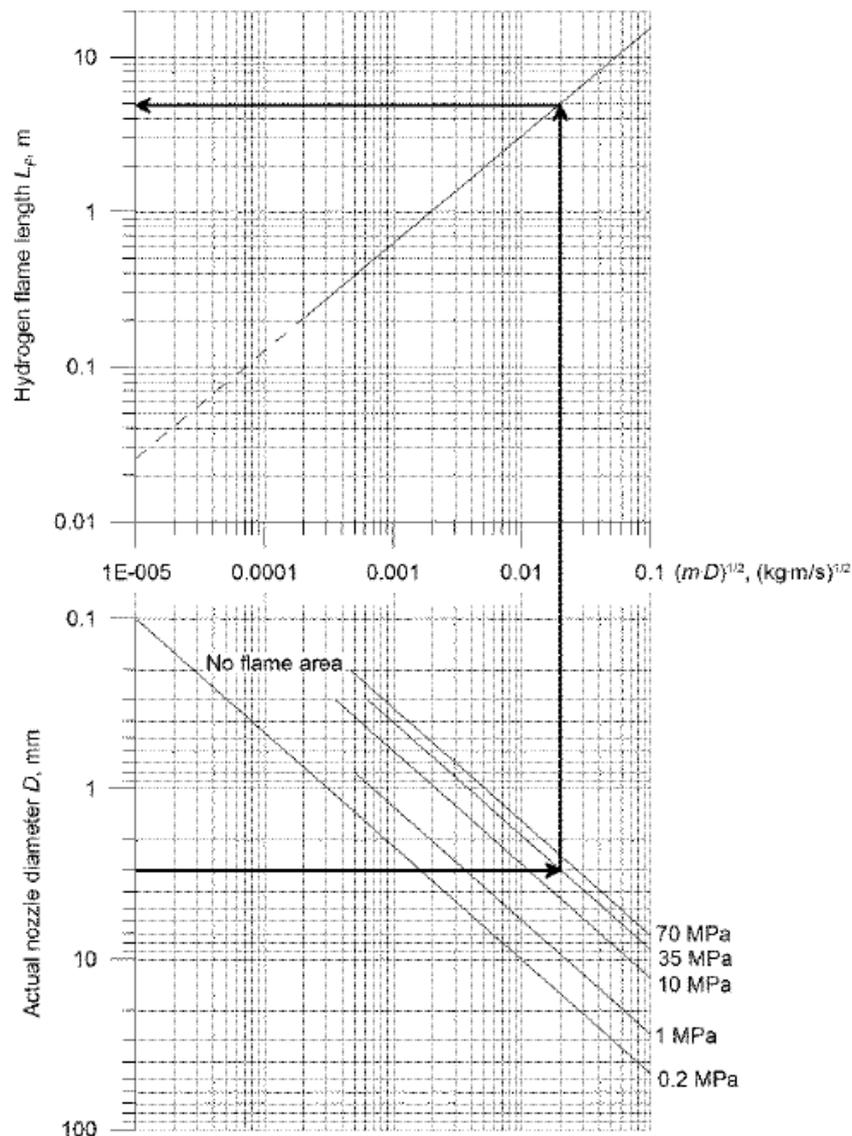


Abbildung 10. Das Nomogramm für die Länge der Wasserstoffstrahlflamme [1].

Abbildung 10 zeigt ein Nomogramm, das die Anwendung der Dimensionskorrelation (1) vereinfachen soll. Die grafische Abschätzung der Strahlflammenlänge mit Hilfe des Nomogramms erfordert nur zwei Parameter eines Lecks, z. B. den Speicherdruck und den tatsächlichen Durchmesser des Lecks, die in der Regel verfügbar sind und keine Berechnungen erfordern [1].

Das Nomogramm in Abbildung 10 ist von der besten Anpassungslinie der in Abbildung 9 dargestellten Korrelation der Flammenlänge abgeleitet. Es ist zu beachten, dass die konservative Schätzung der Flammenlänge 50 % länger ist, so dass der aus diesem Nomogramm erhaltene Wert mit 1,5 multipliziert werden sollte. Die Verwendung des Nomogramms zur Berechnung der Flammenlänge wird in Abbildung 10 durch dicke Linien mit Pfeilen dargestellt. Erstens wird ein tatsächlicher Düsendurchmesser eines Lecks, z. B. $D = 3$ mm in diesem Beispiel, und ein Speicherdruck, z. B. 35 MPa, gewählt. Zweitens wird eine



horizontale Linie von der Durchmesserachse am Punkt 3 mm nach rechts gezogen, bis sie sich mit der als 35 MPa bezeichneten Drucklinie schneidet. Drittens wird eine vertikale Linie vom Schnittpunkt nach oben bis zum zweiten Schnittpunkt mit der einzigen in den Koordinaten verfügbaren Linie ($L_F - (m \cdot D)^{1/2}$) gezogen. Um die Flammenlänge zu ermitteln, wird schließlich eine horizontale Linie vom zweiten Schnittpunkt nach links bis zum letzten Schnittpunkt mit der Achse mit der Bezeichnung "Wasserstoff-Flammenlänge L_F , m" gezogen. Im betrachteten Beispiel führt der Austritt von Wasserstoff bei einem Druck von 35 MPa durch die Öffnung mit einem Durchmesser von 3 mm zu einer Flammenlänge von 5 m. Die vorsichtige Schätzung der Flammenlänge, wie oben erörtert, ist 50 % länger, d. h. 7,5 m [1].

Die Besonderheit dieses Nomogramms ist ein Bereich "ohne Flamme", der bei Düsendurchmessern von 0,1 - 0,2 mm beobachtet wird, wenn die Flamme abbrennt, obwohl der Spritzdruck bis zu 40 MPa beträgt. Es ist zu beachten, dass das Nomogramm nicht die Bedingungen berücksichtigt, bei denen Strömungsverluste in einem Leckagepfad auftreten, die nicht ignoriert werden können. In solchen Fällen führt eine einfache Anwendung des Nomogramms zu einem konservativen Ergebnis. Eine genauere Vorhersage der Flammenlänge in Anlagen mit wesentlicher Reibung und geringen Verlusten kann erreicht werden, wenn eine Methode zur Verfügung steht, die eine Berechnung der von den Verlusten beeinflussten Dichte im Düsenausgang ermöglicht. Das Nomogramm kann für eine schnelle Abschätzung der Länge der Wasserstoffstrahlflamme verwendet werden. Für eine genauere Berechnung der Flammenlänge wird jedoch die Verwendung der neuen dimensionslosen Flammenkorrelation empfohlen.

Die meisten der zuvor beschriebenen und von Molkov [1] überprüften Studien über Wasserstoffstrahlflammen wurden mit den erweiterten Strahlen durchgeführt, mit Ausnahme der jüngsten Studien, die darauf abzielen, die sichere Einführung von Wasserstoff als neuem Energieträger zu unterstützen. Die meisten Leckagen aus Hochdruck-Wasserstoffanlagen werden in Form eines unterexpandierten Strahls auftreten (d. h. der Strahl, dessen Druck am Düsenausgang über dem atmosphärischen Druck liegt). Das bedeutet, dass für eine genaue Vorhersage der Parameter von Wasserstofflecks bei Speicherdrücken über 10 MPa das nicht-ideale Verhalten von Wasserstoff berücksichtigt werden sollte.

Wie bereits erwähnt, wurde das frühere fiktive Düsenmodell von Schefer et al. [24] entwickelt. Molkov und Saffers [25] hatten eine alternative Theorie des unterexpandierten Strahls angewandt, deren konzeptionelles Schema in Abbildung 11 dargestellt ist. Die Parameter mit dem Teilskript 1 entsprechen der Hochdruckspeicherung, bei der die Annahme einer Strömungsgeschwindigkeit von Null getroffen wird. Die Strömungsparameter am Eingang des Leckkanals (d. h. der Düse) werden mit Teilskript 2 und am Düsenausgang mit Teilskript 3 bezeichnet. Es wird davon ausgegangen, dass die Strömung am Düsen-/Kanalausgang gedrosselt wird und die Austrittsgeschwindigkeit daher gleich der Schallgeschwindigkeit ist. Der fiktive Düsenaustritt, bei dem die Parameter einem vollständig expandierten Strahl

entsprechen (der Druck ist gleich dem Umgebungsdruck), wird mit dem Teilskript 4 bezeichnet. Es wird davon ausgegangen, dass die Strömungsgeschwindigkeit an der fiktiven Düse gleichmäßig und lokal schallschnell ist. Außerdem wird angenommen, dass dem Strahl keine Luft durch die fiktive Düsengrenze (zwischen 3 und 4) zugeführt wird [25].

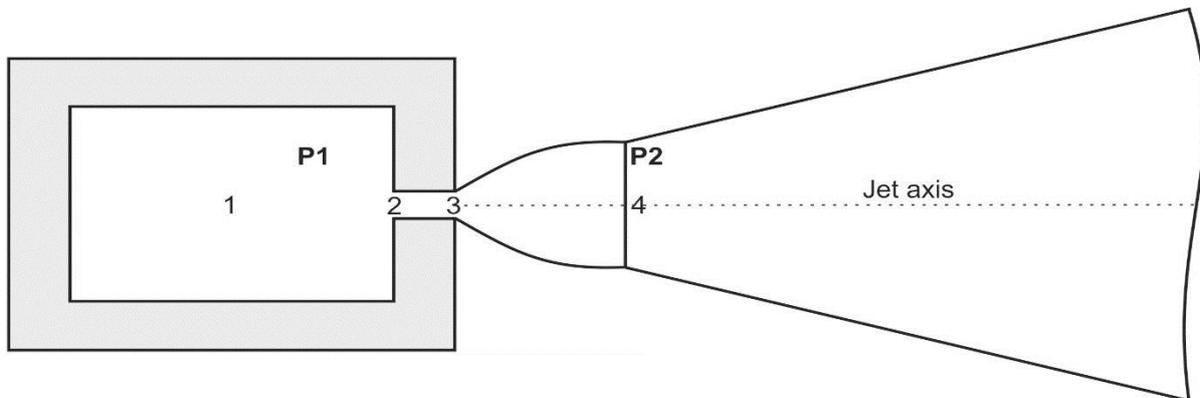


Abbildung 11. Das Schema des unterexpandierten Strahls [1].

- 1- Hochdruckbehälter
- 2- Düseneingang
- 3- Düsenausgang (= fiktiver Düseneingang)
- 4- Fiktiver (effektiver) Düsenaustritt (3-4: kein Entrainment).

Die Belastungen sind:

P_1 - Speicherdruck

P_2 - Atmosphärischer Druck (nach Düsenexpansion).

In einigen Fällen können im Strömungsweg 2-3 wesentliche Klein- und Reibungsverluste auftreten, die nicht vernachlässigt werden können, z. B. im Fall eines sehr engen Risses.

4.2.2 Die dimensionslose Korrelation

Praktisch alle bisherigen Flammenlängenkorrelationen *basieren auf Fr* und stützen sich auf die experimentellen Daten für unterschallige, schwimmfähige Strahl-/Flugzeugbrände mit einer begrenzten Anzahl von impulsgesteuerten Strahlbränden bei moderaten Drücken. Der *Fr -basierten* "Korrelation" mangelt es an physikalischen Gemeinsamkeiten, wenn eine große Anzahl von experimentellen Daten zu unterexpandierten Strahlbränden (alle im impulsdominierten Bereich) einbezogen wird [1].

Theoretische und experimentelle Ergebnisse zeigen, dass die Flammenlänge nicht nur von der Froude-Zahl (Fr), sondern auch von der Reynolds-Zahl (Re) und der Mach-Zahl (M) abhängen muss [1]. Die Dimensionskorrelationen, wie sie in Abbildung 9 dargestellt sind, sind praktische technische Hilfsmittel, die jedoch nicht zwischen verschiedenen Strahlfeuerregimen unterscheiden. Dieser Teil der Lektion zielt darauf ab, das Verständnis des Verhaltens von Wasserstoffstrahlflammen zu verbessern. Im Folgenden wird eine dimensionslose Korrelation für nicht vorgemischte Flammen diskutiert, die zwischen traditionellen auftriebsgesteuerten

und impulsdominierten Jetflammen sowie zwischen expandierten und unterexpandierten Jetfeuern unterscheidet.

Die Dimensionskorrelation (1) kann als $L_F \propto (\dot{m} \cdot D)^{1/3}$ angenähert werden. Der Massendurchsatz ist per Definition $\dot{m} \propto D^2$. Somit kann nach Einsetzen von $\dot{m} \propto D^2$ in die obige Beziehung für L_F die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die dimensionslose Flammenlänge L_F/D nicht explizit vom Durchmesser D abhängt. Dies ist eine grundlegende Hypothese hinter der Entwicklung einer neuartigen dimensionslosen Korrelation für die Länge der Strahlflamme, die durch die Analyse der experimentellen Daten unterstützt wird. Die einzige Abhängigkeit der dimensionslosen Flammenlänge, L_F/D , ist dann von den "Rest"-Parametern im Massenstrom (d.h. Dichte ρ_N und Geschwindigkeit U_N am Düsenausgang), die der Einfachheit halber als einheitlich angenommen werden [25].

Die Dichte und die Geschwindigkeit können als ρ_N/ρ_S bzw. U_N/C_N normiert werden, wobei C_N die Schallgeschwindigkeit unter den Bedingungen des Gases in der Düse und ρ_S die Dichte des umgebenden Gases (Luft) ist. Unter der Annahme, dass der kinetische Energiefluss am Düsenausgang ein konservierter Skalar des Prozesses ist, kann eine Beziehung zwischen der Dichte und der Geschwindigkeit in der Dimensionsgruppe als $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)$ vorgeschlagen werden³.

Abbildung 12 zeigt eine neue dimensionslose Korrelation der Wasserstoffflammenlänge. Bei dieser Korrelation werden die experimentellen Daten zur Flammenlänge auf den tatsächlichen (nicht fiktiven) Düsendurchmesser normiert und mit dem Produkt aus dem dimensionslosen Dichteverhältnis ρ_N/ρ_S und der Mach-Zahl (Verhältnis der Strömungsgeschwindigkeit zur Schallgeschwindigkeit am tatsächlichen Düsenausgang) hoch drei $M^3 = (U_N/C_N)^3$ korreliert³.

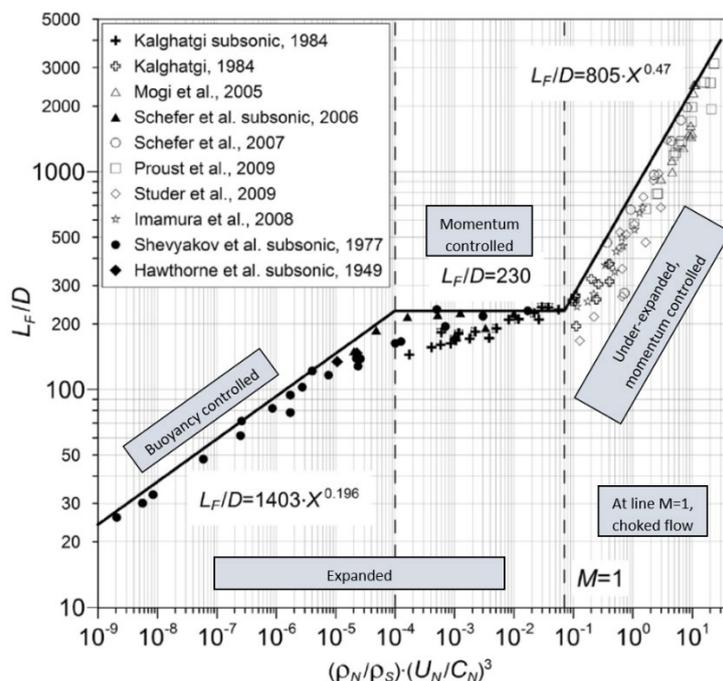


Abbildung 12. Die dimensionslose Korrelation für Wasserstoffstrahlflammen (in den Formeln bezeichnet "X" die Ähnlichkeitsgruppe $(\rho_N/\rho_S) \cdot (U_N/C_N)^3$).

Einer der Vorteile dieser Korrelation ist das Fehlen von Parametern am fiktiven Düsenausgang. Zur Vorhersage der Flammenlänge werden nur die Parameter am tatsächlichen Düsenausgang benötigt: Durchmesser, Wasserstoffdichte und Strömungsgeschwindigkeit, Schallgeschwindigkeit bei Druck und Temperatur am Düsenausgang. Die Unsicherheiten bei der Berechnung der Strömungsparameter am tatsächlichen Düsenausgang sind geringer als die Unsicherheiten an der fiktiven Düse. Es ist bekannt, dass die Geschwindigkeit unmittelbar stromabwärts der Mach-Scheibe stark ungleichmäßig ist und von der für alle Theorien über unterexpandierte Strahlen üblichen Annahme einer gleichmäßigen Geschwindigkeit am fiktiven Düsenaustritt abweicht. Durch diese Tatsache schließt die entwickelte Methodik die fragwürdige Frage der Verwendung von Strömungsparametern am fiktiven Düsenaustritt aus der Betrachtung aus [1].

Die Korrelation deckt das gesamte Spektrum der mit Wasserstoff reagierenden Lecks ab, einschließlich laminarer und turbulenter Flammen, auftriebs- und impulsgesteuerter Brände, expandierter (Unterschall und Schall) und unterexpandierter (Schall und Überschall) Strahlflammen im Bereich der Leckquellendrücke von 0,1 bis 90 MPa und Leckdurchmesser von 0,4 bis 51,7 mm.

Die dimensionslose Gruppe, die für die Korrelation der dimensionslosen Flammenlänge abgeleitet wurde, kann in Form von Re- und Fr-Zahlen wie folgt umgeschrieben werden:

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

wobei die Viskosität wie folgt berechnet wurde $\mu_N = \mu_{293} \cdot [(293 + K_{Suth}) / (T_N + K_{Suth})] \cdot (T_N / 293)^{3/2}$ (die Sutherland-Konstante für Wasserstoff wurde als $K_{Suth} = 72$ K und die dynamische Viskosität als $\mu_{293} = 8,76 \times 10^{-6}$ Pa · s angenommen) und Re und Fr durch die Parameter der Wasserstoffströmung im tatsächlichen Düsenausgang anhand der folgenden Gleichungen bestimmt werden:

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

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

Die Form der dimensionslosen Gruppe auf der linken Seite der Gleichung (3) legt nahe, dass für Unterschallströmungen, wenn die Mach-Zahl $M < 1$ und das Dichteverhältnis ρ_N/ρ_S eine Konstante für expandierte Strahlen ist (unter der Annahme einer konstanten Temperatur in der Düse), die dimensionslose Flammenlänge nur von der Mach-Zahl der Düse abhängt. Für



gedrosselte Strömungen im Düsenaustritt ($M = 1$) hängt die dimensionslose Flammenlänge nur von der Wasserstoffdichte im Düsenaustritt ρ ab. Die Dichte nimmt mit dem Anstieg des Speicherdrucks und der Abnahme der Wasserstofftemperatur zu.

Die Form der rechten Seite der Gleichung (3) zeigt, dass die dimensionslose Flammenlänge bei einer konstanten Temperatur des Wasserstoffs im Düsenaustritt (die die Konstanz der Schallgeschwindigkeit C gewährleistet) sowohl von der Fr- als auch von der Re-Zahl abhängt. Dies steht im Gegensatz zu den früheren Korrelationen, die nur auf der Fr-Zahl basieren.

Die neuartige dimensionslose Korrelation in Abbildung 12 besteht aus drei verschiedenen Teilen (von links nach rechts): dem traditionellen auftriebsgesteuerten "Plateau", dem traditionellen impulsdominierten "Plateau" (ausgedehnte Strahlen) und einem neuen impulsdominierten, unterexpandierten Strahlfeuer "Hang". Diese drei Teile können jeweils durch die folgenden Gleichungen (konservative Kurven) angenähert werden:

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

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

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

Es gibt eine Sättigungsgrenze für L_F/D bei Bränden mit expandierten Strahlen, wenn sich die Strömungsgeschwindigkeit im eigentlichen Düsenaustritt der Schallgeschwindigkeit nähert. Der Wert dieser Sättigungsgrenze $L_F/D = 230$ reproduziert die Ergebnisse einer Reihe früherer Studien mit erweiterten Düsen, allerdings in den neuen Koordinaten. Es gibt jedoch keine Sättigung der dimensionslosen Flammenlänge für gedrosselte unterexpandierte Strahlflammen. Die in neueren Experimenten mit unterexpandierten Strahlflammen von Proust et al. [26] berichteten Werte bis zu $L_F/D = 3000$ sind deutlich höher als der Grenzwert $L_F/D = 230$ für expandierte Strahlflammen.

Die Form der Korrelation in Abbildung 12 hat eine physikalische Bedeutung, die auf dem Wissen über das Verhalten von Strahlflammen beruht. Beispielsweise nimmt die dimensionslose Flammenlänge L_F/D bei laminaren und Übergangflammen (üblicherweise als "auftriebsgesteuertes" Regime, niedriges Re) zu, ist dann bei Übergangflammen und voll entwickelten turbulenten expandierten Flammen (üblicherweise als "impulsdominiertes" Regime, mittleres Re) praktisch konstant und nimmt bei unterexpandierten Strahlen (impulsgesteuertes unterexpandiertes Strahlregime, hohes Re) wieder zu. Die Zunahme der dimensionslosen Flammenlänge im unterexpandierten Regime ist darauf zurückzuführen, dass die dimensionslose Flammenlänge durch den tatsächlichen Düsenaustrittsdurchmesser

definiert ist, der eine Konstante ist, während sich der unterexpandierte Strahl in Wirklichkeit am fiktiven Düsenaustritt auf atmosphärischen Druck ausdehnt und die Flammenlänge mit der Zunahme der Dichte in der Düse zunimmt [1].

Abbildung 13 zeigt die Änderungen der dimensionslosen Zahlen Re , Fr , M für die Experimente, die für die Entwicklung der dimensionslosen Korrelation verwendet wurden, in Abhängigkeit von der Ähnlichkeitsgruppe $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$. Die Analyse der funktionalen Abhängigkeit von Re , Fr , M von der Ähnlichkeitsgruppe zeigt, dass bei unterexpandierten Strahlen das dimensionslose Flammenlängenwachstum praktisch nur von Re abhängt. Tatsächlich ist die Düsenströmung für unterexpandierte Strahlen gedrosselt (d.h. lokales $M = 1$), und auch die Düsen-Fr-Zahl ist praktisch konstant (die Streuung der Daten von Fr ist auf den Unterschied der Düsendurchmesser von etwa einer Größenordnung zurückzuführen).

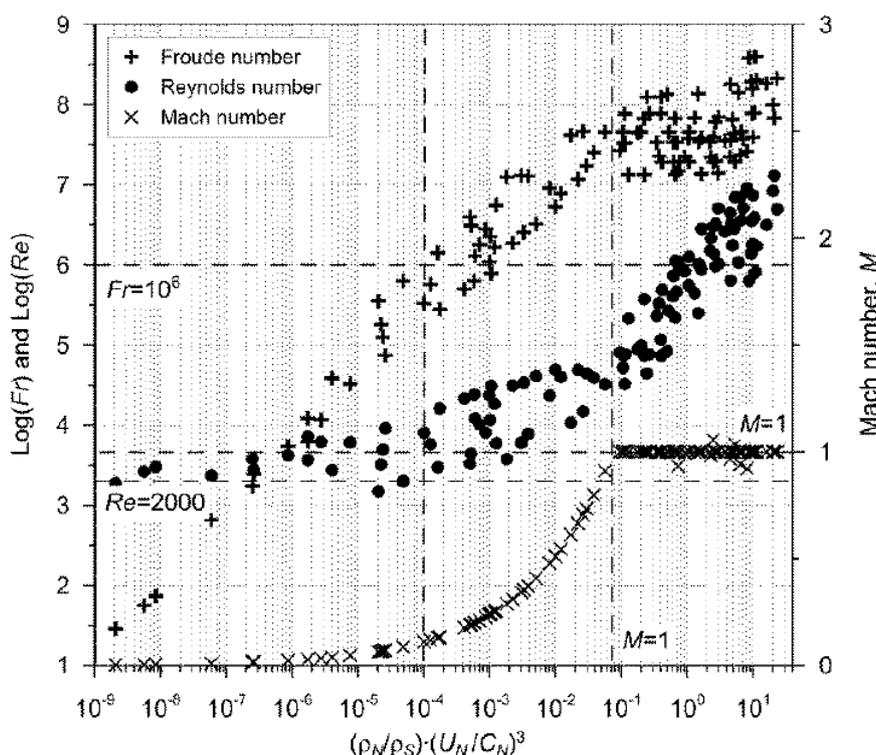


Abbildung 13. Dimensionslose Zahlen Re , Fr , M in Abhängigkeit von der Ähnlichkeitsgruppe $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$ für die zur Erstellung der dimensionslosen Korrelation verwendeten Experimente.

In Abbildung 13 sind fünf gestrichelte Linien zu sehen. Die Linie $Re = 2000$ zeigt den Beginn des Übergangs von der laminaren zur turbulenten Düsenströmung an. In der Nähe (oder unmittelbar über) dieser Linie befinden sich Versuchspunkte, die laminare Strahlflammen und Strahlflammen im Übergangsbereich darstellen. Die waagerechte Linie $M = 1$ zeigt die Grenze für eine gedrosselte Strömung an. Expandierte Unterschallstrahlen haben $M < 1$ und unterexpandierte Schall- und Überschallstrahlen (letzteres ist nur für fiktive Düsenströmungen relevant) haben $M = 1$ am Düsenausgang. Aufgrund von Mess- und Datenverarbeitungsfehlern



gibt es eine gewisse Streuung der Daten um $M = 1$. Die horizontale Linie $Fr = 10^{-6}$ ist eine ungefähre Unterteilung zwischen auftriebsgesteuerten ($Fr < 10^{-6}$) und impulsdominierten ($Fr > 10^{-6}$) Strahlen, die zuvor für expandierte Strahlen festgelegt wurde. Eine vertikale Linie bei einem Wert der Ähnlichkeitsgruppe $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3 = 10^{-4}$ trennt bedingt zwischen auftriebsgesteuerten Strahlen (links von der Linie) und impuls gesteuerten Strahlen (rechts von der Linie). Eine vertikale Linie mit der Bezeichnung $M = 1$ schließlich trennt Unterschall- (links) und Schall- oder verkeilte Düsenaustrittsstrahlen (rechts) [1].

In log-log-Koordinaten (Abbildung 13) steigt die Fr-Zahl linear mit der Ähnlichkeitsgruppe $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$ für ausgedehnte Düsenbrände. Für unterexpandierte Strahlen gibt es in diesem neuen Koordinatensystem praktisch keine Änderung von Fr (die Streuung ist hauptsächlich auf die unterschiedlichen Düsengrößen zurückzuführen). Bei schwimmenden Strahlen ist ein leichter Anstieg von Re mit der Ähnlichkeitsgruppe zu verzeichnen, ein mäßiger Anstieg im traditionellen impulsdominierten Bereich und ein vergleichsweise steiler Anstieg der Re-Zahl im Bereich der unterexpandierten Strahlbrände, die alle impulsdominiert sind [1].

4.2.3 Bestimmung der Flammenlänge

Die nachstehend erörterten Informationen dienen als Anhaltspunkte für die Bewertung der Flammenlänge auf der Grundlage der dimensionslosen Korrelation. In Abbildung 12 entspricht die Y-Achse dem Verhältnis L_F/D , wobei L_F (m) die Flammenlänge und D (m) der Düsendurchmesser ist; die X-Achse entspricht $(\rho_N/\rho_S)(U_N/C_N)^3$, wobei ρ_N (kg/m^3) die Dichte des Wasserstoffs am Düsenaustritt ist, die auf die gleiche Weise wie mit dem Ähnlichkeitsgesetz für ungezündete Strahlen ermittelt werden kann (siehe Lektion 7 - Ungezündete Wasserstofffreisetzungen im Freien und ihre Begrenzung). Er ist gleich $0,0838 \text{ kg/m}^3$ bei NTP für unterschallige und expandierte Schallstrahlen. Wenn der Strahl unterexpandiert ist, wird die Dichte nach der von UNIVERSITÄT ULSTER entwickelten *Theorie des unterexpandierten Strahls* berechnet. ρ_S ist die Dichte der Umgebung (Luft), die $1,205 \text{ kg/m}^3$ entspricht³. C_N ist die Schallgeschwindigkeit in Wasserstoff am Düsenaustritt, die mit Hilfe der Gleichung (7) berechnet werden kann:

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

wobei das Verhältnis der spezifischen Wärme bei konstantem Druck und konstantem Volumen, M die Molekülmasse und U_N die Geschwindigkeit des Wasserstoffs am Strahlaustritt ist. $U_N = C_N$ für Schall- und Überschallstrahlen, für Unterschallstrahlen wird die Geschwindigkeit berechnet als:

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

4.2.4 Die Position der Strahlflammspitze

Die experimentellen Daten zeigen, dass die längsten und damit gefährlichsten Flammen mit unterexpandierten Strahlen verbunden sind [1]. Es ist wichtig zu betonen, dass alle experimentellen Daten zu Bränden mit unterexpandierten Strahlen im impulsdominierten Bereich liegen (hoher Wert der Froude-Zahl Fr). Dies ist auf die hohen Geschwindigkeiten der verkeilten Strömungen und die vergleichsweise kleinen Durchmesser der Rohrleitungen für Anlagen zurückzuführen, die bei Drücken bis zu 100 MPa arbeiten. Das Ähnlichkeitsgesetz für den axialen Konzentrationsabfall in runden, nicht gezündeten, expandierten und unterexpandierten, impulsdominierten Strahlen, das in Lektion 7 - Ungezündete Wasserstofffreisetzungen im Freien und ihre Begrenzung - besprochen wurde, wird in Gleichung (9) dargestellt:

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

wobei der axiale Massenanteil des Wasserstoffs im Strahl im Abstand x von der Düse, die ρ_S Dichte des umgebenden Gases, d. h. der Luft (1,205 kg/m³ bei NTP), D der tatsächliche Düsendurchmesser am Ausgang und ρ_N die Wasserstoffdichte am Düsenausgang ist C_{ax}^m .

Das Ähnlichkeitsgesetz ermöglicht die Ableitung einer funktionalen Abhängigkeit $x/D=f(p)$ zwischen dem dimensionslosen Abstand von der Leckquelle x/D und dem Speicherdruck p (der eindeutig mit der Dichte am Düsenaustritt zusammenhängt ρ_N) für jeden bestimmten Massenanteil von Wasserstoff auf der Strahlachse C_{ax} [1].

Abbildung 14 zeigt eine Korrelation zwischen dem Ort der Flammenspitze des Wasserstoffstrahls (d. h. der Flammenlänge) und dem Ort der Wasserstoffkonzentration im nicht gezündeten Strahl, der aus derselben Leckquelle stammt, und dem Speicherdruck p . Die Punkte in Abbildung 14 stellen die dimensionslose experimentelle Flammenlänge L_F/D dar. Die Diagonalkurven im Diagramm entsprechen dem dimensionslosen Abstand x/D zum Ort der besonderen axialen Wasserstoffkonzentration C_{ax} in Abhängigkeit von der Dichte im Düsenaustritt ρ_N (in Abbildung 14 auf den Speicherdruck p in Atmosphären umgerechnet) und berechnet nach dem Ähnlichkeitsgesetz (9).

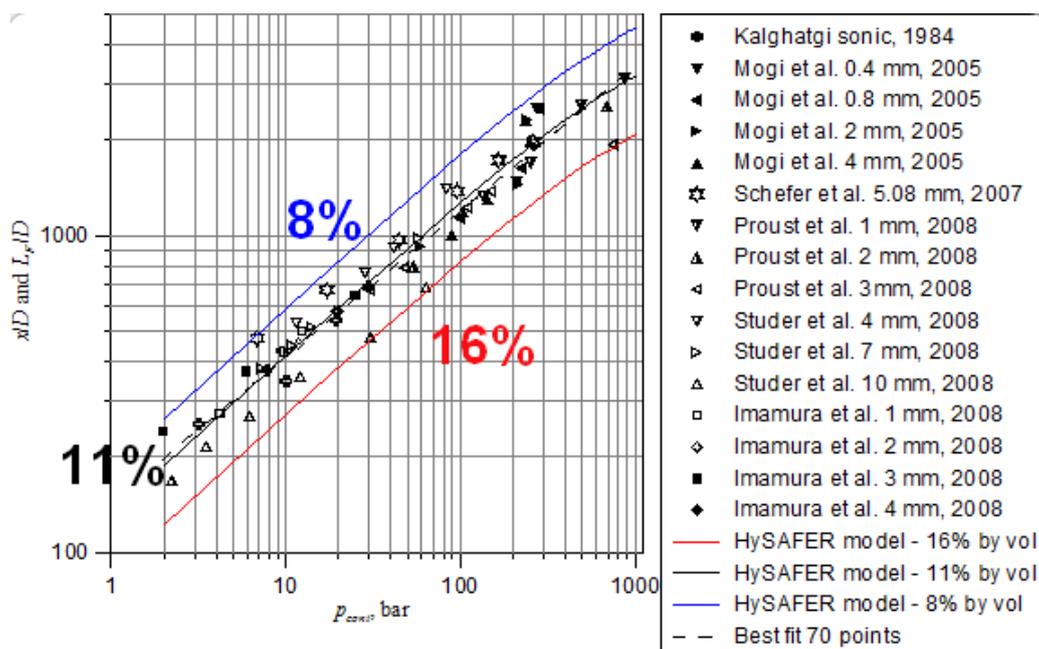


Abbildung 14. Die Korrelation zwischen der dimensionslosen Flammenlänge L_F/D und dem Abstand zu einer bestimmten Konzentration in einem nicht reagierenden Strahl x/D von derselben Leckquelle für verschiedene Speicherdrücke p .

Aus Abbildung 14 kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass sich bei impuls gesteuerten Rundstrahlbränden die Flammenspitze dort befindet, wo die axiale Konzentration von Wasserstoff in einem nicht gezündeten Strahl aus derselben Leckquelle je nach Versuchsbedingungen im Bereich zwischen 8 und 16 Vol. Die beste Anpassungslinie von 70 experimentellen Punkten für die Wasserstoffflammenlänge von impulsdominierten Strahlbränden liegt nahe bei 11 Vol.-% des Wasserstoffs in Luft in einem nicht gezündeten Strahl. Diese Konzentrationen (8 bis 16 %) liegen weit unter der stöchiometrischen Konzentration von 29,5 Volumenprozent Wasserstoff in Luft. Die Abstände zu diesen Konzentrationen von der Düse sind um das 2,2fache (16 %) bis 4,7fache (8 %) größer als der Abstand zur axialen Konzentration von 29,5 % (stöchiometrisches Wasserstoff-Luft-Gemisch). Dies könnte schwerwiegende Auswirkungen auf die Sicherheit und die Wirtschaftlichkeit haben [1].

Das ursprünglich für unverzündete Freisetzen entwickelte Nomogramm, z. B. der Gefahrenabstand zur Konzentration im unverzündeten Strahl von 4 Vol.-%, kann nun zur grafischen Auswertung der Flammenlänge verwendet werden (Abbildung 15). Dies ist auf die Erkenntnis zurückzuführen, dass sich die Flammenspitze dort befindet, wo die Konzentration im unverzündeten Strahl derselben Quelle auf 8-16 Vol.-% Wasserstoff abfällt, wobei die durchschnittliche Flammenlänge dort liegt, wo die Konzentration der unverzündeten Freisetzung auf 11 Vol.-% abfällt [21].

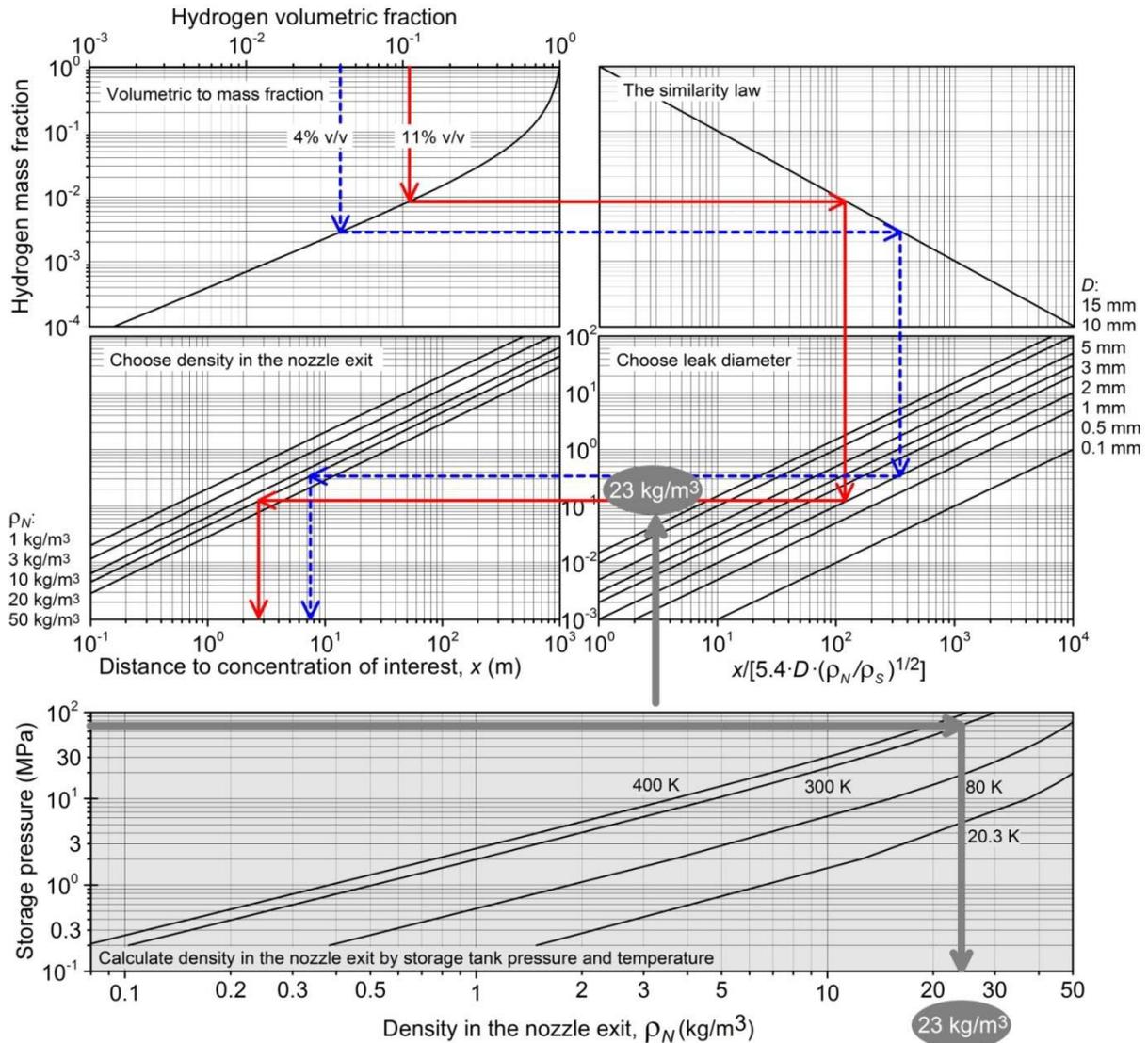


Abbildung 15. Nomogramm für die grafische Auswertung der Flammenlänge durch Konzentrationsabnahme im nicht gezündeten Strahl derselben Quelle auf 11 Vol.

Das Beispiel mit 11 Vol.-% Wasserstoff (rote Pfeillinien in Abbildung 15) zeigt, dass die durchschnittliche Flammenlänge für ein Leck mit 1 mm Durchmesser aus der Lagerung bei einem Druck von 70 MPa und einer Temperatur von 300 K eine Flammenlänge von etwa 2,7 m ergibt [21].

4.2.5 Gefahrenabstände durch Wasserstoffstrahlfeuer

Die Kenntnis der Flammenlänge ist wichtig für die Beurteilung der Gefahr und der Trennungsabstände.

Gemäß dem Entwurf der ISO TC197-Definition ist die Gefahrendistanz ein Abstand von der (Gefahren-)Quelle zu einem (durch physikalische oder numerische Modellierung oder durch eine Vorschrift) bestimmten physikalischen Effektwert (normalerweise thermisch oder Druck),



der zu einem Schadenszustand (von "kein Schaden" bis "maximaler Schaden") für Menschen, Ausrüstung oder Umwelt führen kann.

Der Trennungsabstand (SD), der auch als Sicherheitsabstand oder Absenkungsabstand bezeichnet wird, ist Gegenstand einer internationalen Debatte.

Nach LaChance (2009) ist SD "ein Mindestabstand, der bestimmte Ziele (z. B. Menschen, Bauwerke oder Ausrüstungen) von den Folgen möglicher Unfälle im Zusammenhang mit dem Betrieb einer Wasserstoffanlage trennt" [27].

Der Europäische Industriegaseverband [28] definiert SD als "einen Mindestabstand zwischen einer Gefahrenquelle und einem Objekt (Mensch, Ausrüstung oder Umwelt), der die Auswirkungen eines wahrscheinlich vorhersehbaren Zwischenfalls abschwächt und verhindert, dass ein kleiner Zwischenfall zu einem größeren Zwischenfall eskaliert".

Die folgenden Faktoren beeinflussen die SDs:

- die Art der Gefahr,
- die Betriebsbedingungen und die Auslegung der analysierten Ausrüstung/Anlage,
- die Art des Ziels/Objekts (Menschen, Strukturen, Ausrüstung)
- der Umgebung zwischen dieser und der Gefahrenquelle. Auf diese Weise kann das Schadenspotenzial für Menschen oder Bauwerke bewertet und mit den Schadenkriterien verglichen werden.

Es wurden verschiedene technische Hilfsmittel zur Berechnung der Länge von Wasserstoffstrahlflammen entwickelt und oben beschrieben. Dazu gehören die dimensionalen und dimensionslosen Korrelationen für die Strahlflammenlänge sowie die Methodik zur Berechnung des axialen Wasserstoffkonzentrationsabfalls auf 11 Vol.-% in einem nicht gezündeten Strahl, um die Lage der Flammenspitze (Flammenlänge) zu bewerten. Die Frage nach den Abständen zu einer Leckquelle, die auf einer vergleichenden Analyse der Gefahren durch einen nicht gezündeten Strahl und einen Düsenbrand beruht, ist jedoch noch nicht abschließend geklärt [1].

Vor der Berechnung der Gefahrendistanz muss man sich überlegen, wovor man sich schützen möchte. Bei freien Bränden wären dies die Temperatur und der Wärmestrom (bei Bränden in geschlossenen Räumen können auch Erstickung und Überdruck relevant sein). Bei direktem Flammenkontakt infolge eines Stichflammenfeuers wird allgemein davon ausgegangen, dass Menschen Verbrennungen dritten Grades erleiden. Für Personen, die sich nicht in der Flamme befinden, besteht immer noch die Möglichkeit einer Exposition gegenüber hohen Strahlungswärmeströmen.

Schadenkriterien für Menschen können in Form von Verletzungen oder Tod ausgedrückt werden [27]. Es ist möglich, ein Kriterium der "Unschädlichkeit" zu verwenden, das die Höhe der akzeptablen Folgen auf einen Wert begrenzt, der niedrig genug ist, um keine Verletzungen



zu verursachen. In dieser Studie wird eine Temperatur von 70°C als "no harm"-Kriterium verwendet. Die Exposition gegenüber Flammen, Heißluft oder Wärmestrahlung kann zu Verbrennungen ersten, zweiten oder dritten Grades führen. Der daraus resultierende Grad der Schädigung hängt von mehreren Faktoren ab: der Menge und der Stelle der exponierten Haut, dem Alter der Person, der Expositionszeit, der Geschwindigkeit und der Art der medizinischen Behandlung usw. [1].

Die britische Norm [29] empfiehlt 115 °C als Schmerzgrenze für eine erhöhte Lufttemperatur bei einer Exposition, die länger als 5 Minuten dauert. Dies steht im Einklang mit der zuvor von DNV [30] veröffentlichten Klassifizierung der Auswirkungen erhöhter Temperaturen auf die Insassen: unter 70 °C keine tödlichen Folgen in einem geschlossenen Raum, außer einer unangenehmen Situation; zwischen 70 °C und 150 °C werden die Auswirkungen durch Atembeschwerden dominiert; über 150 °C treten in weniger als 5 Minuten Hautverbrennungen auf, und dies ist eine Grenztemperatur für die Flucht [30]. Die Zeit bis zur Handlungsunfähigkeit in Minuten als Funktion der Lufttemperatur (°C) kann mit den folgenden Gleichungen geschätzt werden, die von DNV [30] bzw. BSI [31] empfohlen werden:

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

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

Für eine Temperatur von 115° C ergibt Gleichung (10) eine Arbeitsunfähigkeitszeit von 5 Minuten und Gleichung (11) eine solche von 15 Minuten. Die Temperatur von 115 °C wird hier als Akzeptanzkriterium für die Schmerzgrenze in heißer Luft angenommen, wenn man eine Flucht aus einem Gasstrom mit erhöhter Temperatur betrachtet, der durch einen Wasserstoffstrahlbrand erzeugt wird. Weitere Einzelheiten zur physiologischen Reaktion des Menschen auf Luft mit erhöhter Temperatur werden im Lektion 6 - Schadenskriterien für Personen und Sachwerte - behandelt.

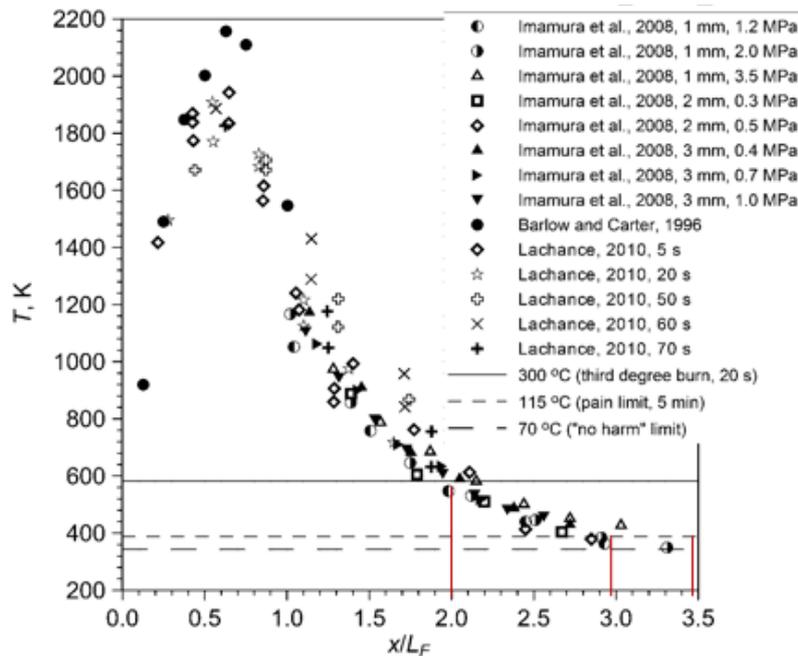


Abbildung 16. Gemessene axiale Temperatur in Abhängigkeit von der Entfernung, ausgedrückt in Flammenkalibern, und drei Kriterien für die Auswirkungen von Stichflammen (horizontale Linien).

Abbildung 16 zeigt die gemessene axiale Temperatur der Wasserstoffflamme [27, 32, 33] in Abhängigkeit vom Abstand x von der Düse, normiert durch die Flammenlänge L_F . Drei akzeptierte Kriterien sind durch horizontale Linien dargestellt:

- 70 °C - "unschädliche" Grenze,
- 115 °C - Schmerzgrenze für 5 Minuten Exposition,
- 309 °C - Verbrennungen dritten Grades bei einer Einwirkungsdauer von 20 Sekunden ("Todesgrenze").

Ein Vergleich zwischen dem axialen Temperaturprofil und den genannten Kriterien ergibt die Gefahrenabstände:

- $x = 3,5 L_F$ für "unschädliche" Trennung (70 °C),
- $x = 3L_F$ für die Schmerzgrenze (115°C, 5 min),
- $x = 2L_F$ für Verbrennungen dritten Grades (309°C, 20 s).

Für dieselbe Leckquelle wurden drei Gefahrenabstände für einen impulsgesteuerten Strahlbrand und ein Gefahrenabstand für eine impulsdominierte, nicht gezündete Freisetzung (Abstand zur unteren Entflammbarkeitsgrenze, LFL, von 4 Vol.-% Wasserstoff in Luft) verglichen. Wie oben gezeigt, ist die statistisch gemittelte Flammenlänge gleich dem Abstand von der Düse bis zu einer axialen Stelle, an der die Wasserstoffkonzentration im nicht gezündeten Strahl auf 11 Vol.-% abfällt (die Daten streuen von 8 bis 16 Vol.)



Das Ähnlichkeitsgesetz (9) für den Konzentrationsabfall in nicht gezündeten impuls-gesteuerten Strahlen erfordert die Verwendung des Wasserstoffmassenanteils und nicht des Volumenanteils, wie er fälschlicherweise in einigen veröffentlichten Arbeiten verwendet wird. Der Massenanteil (C_M) kann durch den volumetrischen (molaren) Anteil (C_V) nach der Gleichung $1/C_M = 1 + (1/C_V - 1)M_S/M_N$ berechnet werden, wobei M_S und M_N die Molekularmasse des umgebenden Gases bzw. des Düsengases sind. Bei einer Luftzusammensetzung von 21 Vol. % Sauerstoff und 79 Vol. % Stickstoff entspricht der Massenanteil von Wasserstoff $C_{ax} = 0,002881$ 4 Vol. % Wasserstoff in der Luft, 0,008498 entspricht 11 Vol.

Das Verhältnis der Abstände von der Düse zur axialen Konzentration von 11 Vol.-% (richtiger Ort der Flammenspitze) und zu 29,5 Vol.-% (falscher Ort der Flammenspitze, wie in einigen Studien angenommen) kann geschätzt werden, indem die Ähnlichkeitsgesetze (9) für diese beiden Konzentrationen durcheinander geteilt werden (unter der Annahme, dass das Ähnlichkeitsgesetz bis zu Konzentrationen so hoch wie stöchiometrisch anwendbar ist), d. h. $x_{11\%}/x_{29.5\%} = C_{ax(29.5\%)} / C_{ax(11\%)} = 0,0282 / 0,008498 = 3,3$. Dadurch erhöht sich die berechnete Flammenlänge um eine Größenordnung im Vergleich zu derjenigen, die auf der Grundlage des früheren falschen Wissens (Zuordnung der Position der Flammenspitze zur Position von 29,5 Vol.-% H₂ im nicht gezündeten Strahl aus derselben Quelle) [1].

Das Verhältnis der Entfernungen zur LFL von 4 Vol.-% und zum gemittelten Flammenspitzenort von 11 Vol.-%: $x_{4\%}/x_{11\%} = 0,008498 / 0,002881 = 2,95$ (das Verhältnis von LFL-Entfernung zur längsten Flammenlänge beträgt $x_{4\%}/x_{8\%} = 2,08$, und das Verhältnis von LFL zur kürzesten Flamme beträgt $x_{4\%}/x_{16\%} = 4,53$). Die Verhältnisse der Gefahrendistanz zur LFL (unverzündeter Strahl) zu den drei Gefahrendistanzen, die auf der Wahl der Schadenkriterien des reagierenden Wasserstoffstrahls beruhen, sind also (für die durchschnittliche Position der Flammenspitze bei einer Konzentration des unverzündeten Strahls von 11 Vol.-%):

- $x_{4\%}/x_{T=70\text{°C}} = x_{4\%}/(3,5 \cdot x_{11\%}) = 2,95/3,5 = 0,84$,
- $x_{4\%}/x_{T=115\text{°C}} = 2,95/3 = 0,98$,
- $x_{4\%}/x_{T=309\text{°C}} = 2,95/2 = 1,48$.

Im konservativen Fall der Flammenspitzenposition bei einer Konzentration von 8 Vol.-% im nicht gezündeten Strahl ändern sich diese drei Verhältnisse jedoch zu den folgenden Werten:

- $x_{4\%}/x_{T=70\text{°C}} = x_{4\%}/(3,5 \cdot x_{8\%}) = 0,005994 / 0,002881 / 3,5 = 2,08 / 3,5 = 0,59$,
- $x_{4\%}/x_{T=115\text{°C}} = 2,08/3 = 0,69$,
- $x_{4\%}/x_{T=309\text{°C}} = 2,08/2 = 1,04$.

Daraus ergibt sich die "unerwartete" Schlussfolgerung aus der durchgeführten Analyse, dass im konservativen Fall alle drei Gefährdungsabstände für eine reaktive Freisetzung (Strahlfeuer)



entweder länger oder gleich dem auf der LFL basierenden Gefährdungsabstand (nicht gezündete Freisetzung) sind. Insbesondere ist der Gefahrenabstand von einer Wasserstoffleckquelle zu einem Ort mit einer Achsenkonzentration gleich der LFL, z. B. um das Eindringen eines brennbaren Gemischs in ein Lüftungssystem eines Gebäudes zu verhindern, praktisch gleich dem "Todes"-Trennungsabstand für die reaktive Freisetzung (Exposition gegenüber 309 °C während 20 s). Zwei weitere Gefahrenabstände für Düsenbrände ("No Harm"- und "Pain"-Grenzwerte) sind länger als der Gefahrenabstand zur LFL (nicht entzündete Freisetzung) [1].

Die ermittelte "längste" Position der Flammenspitze des Wasserstoffstrahls im axialen Abstand von der Düse, die einem Wasserstoffanteil von 8 Vol.-% im ungezündeten Strahl entspricht, ist ein physikalisch fundiertes Ergebnis. In der Tat liegt dieser Wert innerhalb der Messungen und theoretischen Annahmen zur LFL für nach unten gerichtete und sich kugelförmig ausbreitende vorgemischte Wasserstoff-Luft-Flammen von 8,5 - 9,5 Vol.-%. Somit ist jede Verbrennung jenseits dieses Abstands (bei kleineren Konzentrationen) von dem Bereich der "kontinuierlichen" vertikalen Flamme "losgelöst" [1].

Der radiale Abstand zum Wasserstoffstrahlfeuer erfordert eine Analyse der Strahlungswärmeübertragung und nicht der Strömungstemperatur. Entsprechende Informationen sind an anderer Stelle zu finden [24].

4.3 Flammenlängen und Trennungsabstände, die von verschiedenen Aspekten betroffen sind

4.3.1 Die Auswirkung der Düsenbefestigung auf die Flammenlänge

Tabelle 1. Die Auswirkung der Befestigung des Strahls am Boden auf seine Flammenlänge.

Durchmesser der Blende, mm	Flammenlänge, m Aufgesetzte Düsen (Düse 0,11 m über dem Boden)	Flammenlänge, m Nicht befestigte Düsen (Düse 1,2 m über dem Boden)	Zunahme der Flammenlänge, Zeiten
1.5	5.5	3	× 1.83
3.2	9	6	× 1.50
6.4	11	9	× 1.22
9.5	13	11	× 1.18

Aus der Brandsicherheitswissenschaft ist bekannt, dass die Flammenlänge eines Feuers zunimmt, wenn die Feuerquelle an einer Wand angebracht ist. Der Effekt ist sogar noch stärker, wenn das gleiche Feuer in einer Ecke platziert wird. Das Phänomen wird durch die Änderung der Luftzugrate erklärt. Royle und Willoughby [34] haben die Vergrößerung der Flammenlänge aufgrund der Befestigung des Strahls am Boden gemessen. Die Flammenlänge eines freien, ungebundenen horizontalen Strahls aus der Lagerung bei 20,5 MPa durch eine Düse, die sich 1,2 m über dem Boden befindet, hängt vom Düsendurchmesser ab (Tabelle 1).

Bei aufgesetztem Strahl aus der Düse, die sich nur 0,11 m über dem Boden befindet, nimmt die Flammenlänge wie folgt zu: 1,83 für Düsendurchmesser 1,5 mm, 1,50 - Düsendurchmesser 3,2 mm, 1,22 - Düsendurchmesser 6,4 mm und 1,18 - Düsendurchmesser 9,5 mm. Die Auswirkung der Lage der Düse über dem Boden auf das Längenwachstum nimmt mit der Zunahme des Düsendurchmessers ab.

4.3.2 Der Einfluss von Düsengröße und -form auf die Flammenlänge

Mogi und Horiguchi [35] untersuchten Wasserstoffstrahlflammen für einen Ausstoßdruck von 35 MPa und verschiedene Düsendurchmesser, wie in Abbildung 17 dargestellt. Eine Verfünffachung des Düsendurchmessers von 0,4 mm auf 2,0 mm führte ebenfalls zu einer Verfünffachung der Flammenlänge - von 1 m auf 5 m. Dies steht im Einklang mit der zuvor gezeigten dimensionslosen Korrelation (6), die in Abbildung 12 grafisch dargestellt ist: für ein beliebiges dimensionsloses Verhältnis L_F/D führt eine Erhöhung des Düsendurchmessers D zu einer proportionalen Erhöhung der Flammenlänge L_F .

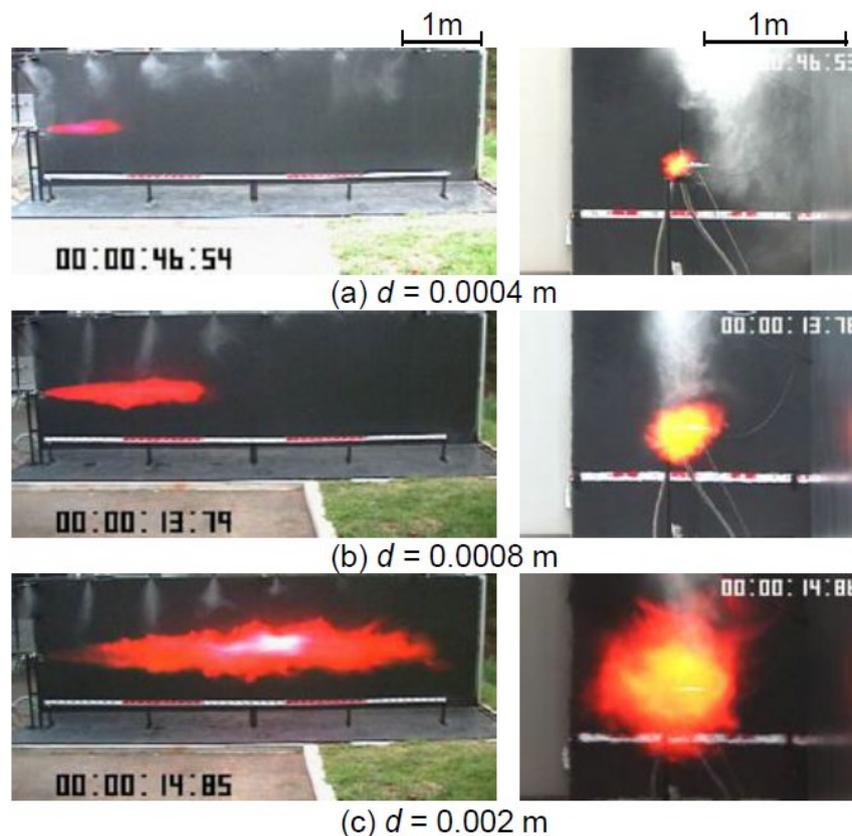


Abbildung 17. Der Einfluss des Düsendurchmessers auf die Flammenlänge (Druck 35 MPa) [35].

Mogi und Horiguchi [35] haben ebenfalls eine Reihe von Experimenten bei einem Auslösedruck von 40 MPa durchgeführt und die Auswirkungen der Düsenform auf die Länge und Breite der Wasserstoffflamme untersucht. Es wurden drei Düsen mit gleicher Querschnittsfläche getestet: die runde Düse mit einem Durchmesser von 1 mm, die ebene Düse

mit einer Größe von $L \times W = 2,0 \times 0,4$ mm (Aspektverhältnis (AR) = 5) und die ebene Düse mit $L \times W = 3,2 \times 0,25$ mm (AR = 12,8). Alle drei Düsen hatten die gleiche Querschnittsfläche. Abbildung 18 zeigt Bilder der Düsen (links), Bilder der Seitenansicht der Wasserstoffflamme aus jeder der drei Düsen (Mitte) und die Vorderansicht dieser Strahlflammen (rechts). Die Form der Runddüsenflamme ist wie in vielen anderen Experimenten achsensymmetrisch. Die reagierende Strömung ist impulsdominiert, da die Wirkung des Auftriebs nicht ausgeprägt ist. Flammen aus Flachdüsen sind jedoch in der Richtung senkrecht zur Hauptachse abgeflacht, was auf das so genannte "switch-of-axis"-Phänomen zurückzuführen ist, bei dem sich der austretende Strahl in der Nähe der Düse nur in Richtung der kleinen Düsenachse ausdehnt, während er sich in Richtung der Hauptachse zusammenzieht [36].

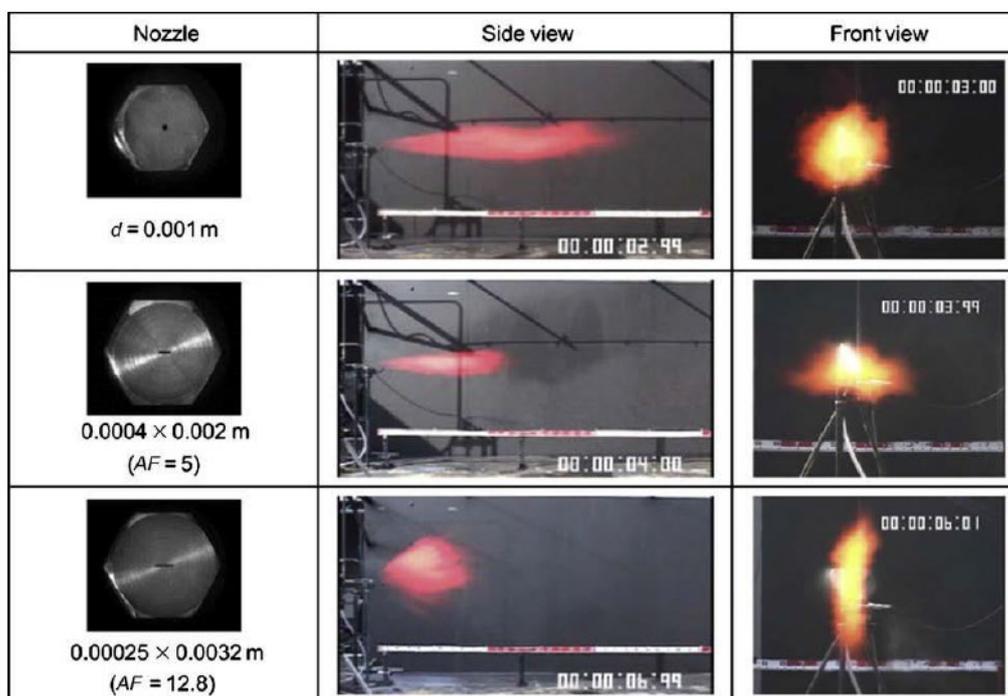


Abbildung 18. Fotografien von drei Düsenformen (links), Seitenansicht der Wasserstoffflamme (Mitte) und Frontansicht der Wasserstoffflamme (rechts) für einen Auslösedruck von 40 MPa und verschiedene Düsenformen [35].

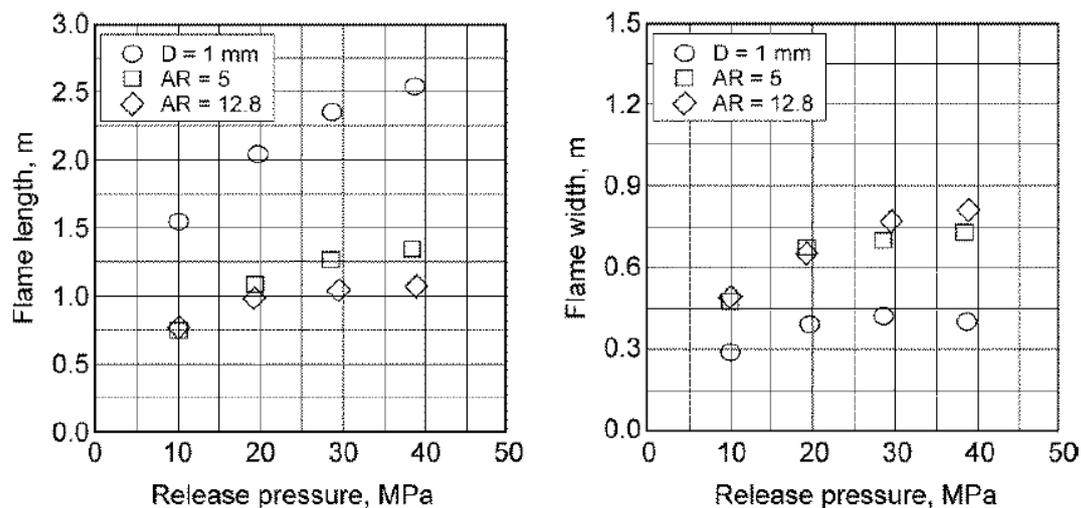


Abbildung 19. Flammenlänge (links) und Flammenbreite (rechts) für drei verschiedene Düsen mit gleicher Querschnittsfläche: Runddüse mit 1 mm Durchmesser, Flachdüse mit Seitenverhältnis $AR = 5$, Flachdüse mit $AR = 12,8$ [35].

Die gemessenen Flammenlängen und -breiten sind in Abbildung 19 [35] dargestellt. Im untersuchten Druck- und Düsengrößenbereich nahm die Flammenlänge mit zunehmendem Seitenverhältnis ab: für $AR = 5$ ist die Flammenlänge etwa doppelt so lang wie bei der Runddüse, und für $AR = 12,8$ ist die Flammenlänge etwa 2,5 mal kleiner. Gleichzeitig war die maximale Flammenbreite bei Flachdüsen etwa doppelt so groß wie bei der Runddüse.

4.3.3 Der Einfluss des Auftriebs auf deterministische Trennungsabstände

Es ist auch wichtig zu wissen, ob ein Leck ursprünglich impuls- oder auftriebsgesteuert ist, oder bei welcher axialen Konzentration das Strömungsregime für denselben Strahl vom Impuls- zum Auftriebsteil wechselt. Aufschwimmende Strahlen (geringere Geschwindigkeiten) sind immer kürzer als impulsgesteuerte Strahlen (hohe Geschwindigkeiten) aus einer Düse derselben Größe. Die einfache Technik zur Unterscheidung zwischen impuls- und auftriebsgesteuerter Strömung basiert auf der Arbeit von Shevyakov et al. [38], die in der Lektion 7 - Ungezündete Wasserstofffreisetzungen im Freien und ihre Abschwächung ausführlich beschrieben wird.

4.3.4 Die Wirkung von Barrieren

Um die Länge der Wasserstoffflamme zu verringern, werden häufig Barrieren als Minderungsmaßnahme in Betracht gezogen. Die Verringerung der Flammenlänge durch Barrieren ist jedoch mit Kosten verbunden. Bei einer vertikalen 90er-Barriere zum Beispiel steigt die Spitze des Deflagrationsüberdrucks nach der verzögerten Zündung (0,8 s) des turbulenten Strahls aus einer 9,5 mm-Düse bei einem Speicherdruck von 20,5 MPa von 16,5 kPa für den Freistrah auf 42 kPa an [34, 38]. Der Druckanstieg wurde an der Wand festgestellt, an der sich das Wasserstoffabgaberohr befand, und dass der Überdruck hinter der Barriere gedämpft werden kann.



Abbildung 20. Die verzögerte (0,8 s) Zündung eines Wasserstoffstrahls (20,5 MPa Druckspeicher, Düse mit 9,5 mm Durchmesser), der auf eine 90er-Barrier auftrifft^o: Deflagrationsphase (oberer und mittlerer Schnappschuss), stationäre Feuerphase des auftreffenden Strahls (unterer Schnappschuss), HSL-Test [38].

Abbildung 20 zeigt eine Folge von Schnappschüssen (von oben nach unten) nach der verzögerten Zündung eines Wasserstoffstrahls, der auf eine 90er^o Barriere trifft. Bevor die Strahlflamme den quasistationären Zustand erreicht (unterer Schnappschuss), kommt es zu einer deflagrativen Verbrennung des ungleichmäßigen Gemischs in dem begrenzten Raum zwischen der Barriere und dem Boden (siehe obere und mittlere Schnappschüsse). Die auf 60 geneigte^o Barriere erhöht den Überdruck weiter auf 57 kPa. Abbildung 21 zeigt zwei Schnappschüsse nach der verzögerten Zündung eines Wasserstoffstrahls, der auf eine 60er^o Barriere trifft.





Abbildung 21. Die verzögerte (0,8 s) Zündung eines Wasserstoffstrahls (20,5 MPa Druckspeicher, Düse mit 9,5 mm Durchmesser), der auf eine 60er-Barriere auftrifft: Deflagrationsstadium (oberer Schnappschuss), stationäres Feuerstadium des auftreffenden Strahls (unterer Schnappschuss), HSL-Test [38].

5. Pipeline-Anwendungen

Gaspipelines sind eine wichtige Verkehrsader für den inländischen und weltweiten Energietransport, da sie im Vergleich zum Straßen- oder Schienentransport eine höhere Sicherheit bieten, was die Zahl der Unfälle und Todesopfer angeht. Jüngste Studien haben gezeigt, dass die Sicherheitsleistung von Erdgaspipelines besser ist als die anderer Transportarten [60]. Eine vergleichende Studie [61], die sich auf Unfalldaten stützt, die zwischen 2005 und 2009 in den Vereinigten Staaten erhoben wurden, hat ergeben, dass die durchschnittliche Unfallrate bei der Erdgasbeförderung bei $0,12 \times 10^{-4}$ Unfällen pro km/Jahr liegt, während die Unfallrate beim Gefahrguttransport auf der Straße $0,14 \times 10^{-4}$ Unfälle pro km/Jahr und beim Gefahrguttransport auf der Schiene $1,5 \times 10^{-4}$ Unfälle pro km/Jahr beträgt. Was die Zahl der Todesopfer und Schwerverletzten betrifft, so sind Gaspipelines wesentlich sicherer.

Neben Erdgas werden auch andere Gase wie Wasserstoff und Ethylen durch Hochdruckpipelines transportiert. Der Transport über Pipelines scheint derzeit die kosteneffizienteste Lösung für die groß angelegte Verteilung von Wasserstoff als Energieträger zu sein, entweder durch Hinzufügen eines größeren oder kleineren Anteils von Wasserstoff in bestehende Erdgasnetze oder spezielle Netze für Wasserstoff. Die Nutzung des bestehenden Rohrleitungsnetzes zur Beförderung von Wasserstoff auf diese Weise würde es ermöglichen, die Wasserstoffproduktion und wasserstoffbetriebene Anwendungen zu etablieren, bevor ein spezielles Wasserstofftransportsystem entwickelt wird, das erhebliche Kapitalinvestitionen und viel Zeit für den Aufbau erfordern würde [62]. Es ist geplant, ein europäisches Verbundnetz von Olefin-Pipelines zu entwickeln, das diese Infrastruktur zu einer echten Alternative zu den anderen Verkehrsträgern (d.h. Straße, Schiene) werden lässt. Andererseits wirft die Entwicklung dieser Infrastrukturen das Problem auf, den Gefahrenbereich um die Pipelines herum zu definieren, um entweder die Pipeline in einer Entfernung von Wohngebieten zu verlegen, die groß genug ist, um mögliche Schäden an Menschen und Gebäuden zu vermeiden, oder um Gebäude mit einem bestimmten Sicherheitsniveau gegen mögliche Schäden abzusichern.

Während des Transports durch Pipelines sind die Hauptursachen für das Austreten von Gas der Bruch von Pipelines durch innere oder äußere Faktoren wie Korrosion, Materialalterung, schlechte Qualität usw. [63]. Die unkontrollierte Freisetzung und Entzündung von brennbarem Gas kann zu einem Stichflammenbrand oder einer Explosion führen, was sowohl für den Menschen als auch für die Umgebung eine große Gefahr darstellt. Bei einer bestimmten

Pipeline hängen die Art der Gefahr, die sich entwickelt, und das mit der Gefahr verbundene Schadens- oder Verletzungspotenzial von der Art des Leitungsversagens (d. h. Leck oder Bruch), dem Gasaustritt (d. h. vertikaler oder schräger Strahl) und der Zeit bis zur Zündung (d. h. sofort oder verzögert) ab. Bei Gasen (z. B. CH_4 , H_2) mit einem Molekulargewicht, das deutlich unter dem von Luft liegt, ist die Wahrscheinlichkeit eines signifikanten Flash-Brandes infolge einer verzögerten Fernzündung äußerst gering, da ein niedriges spezifisches Gewicht in der Regel die Bildung einer anhaltenden brennbaren Dampfwolke in Bodennähe ausschließt. Die häufigste Brandart, die sich aus der Freisetzung von Gasen mit hohem Druck ergibt, ist das Strahlfeuer. Wenn das ausgetretene Gas mit hohem Druck, das als Strahl aus einem Riss oder einem Volldurchbruch der Rohrleitung austritt, an der Bruchstelle entzündet wird, kommt es zum Strahlfeuer. In diesen Fällen kommt es zu einer starken Wärmestrahlung, die von einer langen, gleichmäßigen Flamme ausgeht, mit möglichen Schäden für das Personal und die Gebäude in der Umgebung [64,65]. Solche Unfälle sind aufgrund der Komplexität von Rohrleitungssystemen und der Unfähigkeit des Menschen, aus den Erfahrungen der Vergangenheit zu lernen, ein immer wieder auftretendes Problem [66]. Der Europäische Industriegasverband (EIGA) hat die Häufigkeit von Ausfällen von Industriegasleitungen nach Art und Umfang des Rohrlecks angegeben. Bei einem Rohr mit einem Durchmesser von 100 mm liegen die Ausfallhäufigkeiten (pro Meter) für kleine Lecks, große Lecks und Brüche bei 6×10^{-6} , 3×10^{-7} bzw. 3×10^{-8} [67]. Eine in der Arbeit von Gomez-Mares et al. [68] veröffentlichte Statistik über die Ursprünge von Düsenbränden (mit insgesamt 84 Düsenbrandunfällen von 1961 bis 2008) zeigt, dass Rohrleitungen in den Kategorien Transport und Lagerung 11,9 % der Gesamtunfälle ausmachen. Wenn es zu einem solchen Unfall kommt, können erhebliche Verluste und Schäden [69] an den umliegenden Pipelines, Freileitungen und Menschen entstehen. Einige typische Unfälle sind in Tabelle 2 aufgeführt.

Das Austreten von Wasserstoff aus Hochdruck-Rohrleitungen konnte mit denselben Ansätzen numerisch untersucht werden, die für Hochdruck-Speichertanks verwendet wurden. Die Theorien dazu finden sich in Abschnitt 3 dieser Lektion. Ähnlich wie die von Molkov [1] entwickelte Korrelation zwischen Flammenlänge und Düsendurchmesser ($F L/D$) wurde von Wang et al. [70] eine neue Korrelation entwickelt, deren Ausdruck eine gute Übereinstimmung mit den veröffentlichten experimentellen Daten zeigte, wie in Abbildung 22 dargestellt.

Tabelle 2 Typische Unfälle mit Düsenbränden, die durch austretendes Hochdruckgas verursacht werden [70].

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

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

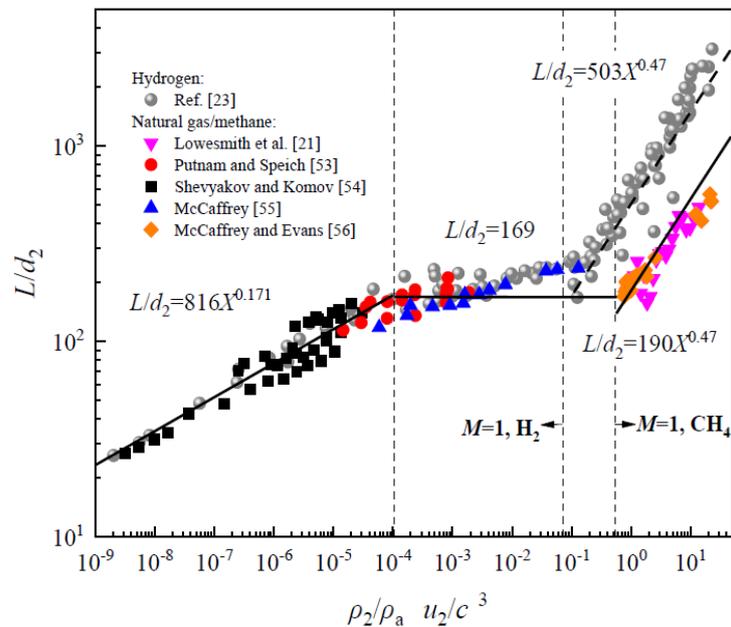


Abbildung 22. Best-Fit-Gleichung der Molkov-Korrelation, angewandt auf die Flammenlängen von Wasserstoff- (gestrichelte Linie) und Methan- (durchgezogene Linie)

Strahlflammen [70]. (L ist die Flammenlänge und d_2 ist der Öffnungsdurchmesser, Referenzen in dieser Abbildung sind die in Ref. [70]).

In der Arbeit von Coccorullo und Russo [71] wurde ein einfacher und zuverlässiger Ansatz für die Bemessung der vom Versagen einer Hochdruckrohrleitung potenziell betroffenen Bodenfläche entwickelt. Die Gefährdungsdistanz von Stichflammen infolge des Bruchs einer Hochdruck-Pipeline, die Erdgas, Wasserstoff und Ethylen transportiert, wurde durch Variation des Betriebsdrucks, des Durchmessers und der Länge der Pipeline sowie der Lochgröße bewertet. Abbildung 23 zeigt die Auswirkungen der Betriebsparameter der Pipeline auf den Gefahrenabstand (R) von der Pipeline. Die Ergebnisse von R für die drei Gase werden als Funktion des Pipelinedurchmessers (Abbildung 23a), des Betriebsdrucks im Falle eines kleinen Lecks (Abbildung 23b) oder eines Volldurchbruchs der Pipeline (Abbildung 23c) und der Pipelinelänge von der Gasverdichtungsstation bis zum Freisetzungspunkt (Abbildung 23d) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Gefahrendistanz mit zunehmendem Pipelinedurchmesser steigt, da die Freisetzungsrate zunimmt. Wenn der Gasdruck in der Pipeline steigt, nimmt die Gefahrendistanz zu. Dies lässt sich wie folgt erklären: Durch die Erhöhung des Drucks in der Rohrleitung steigen die Gasdichte und die Austrittsgeschwindigkeit. Folglich nehmen das Strahlvolumen und die daraus resultierende Wärmeabstrahlung zu. Eine Vergrößerung des Lochdurchmessers vergrößert die Gefahrendistanz, vor allem wegen der proportionalen Zunahme der Freisetzungsrate (siehe Abbildung 23b und Abbildung 23c). Im Gegensatz dazu nimmt die Gefahrendistanz mit zunehmender Länge der Rohrleitung von der Gasverdichtungsstation zum Freisetzungspunkt ab. Die Gefahrendistanz bleibt jedoch annähernd konstant, wenn die Pipeline länger als 3000 m wird.

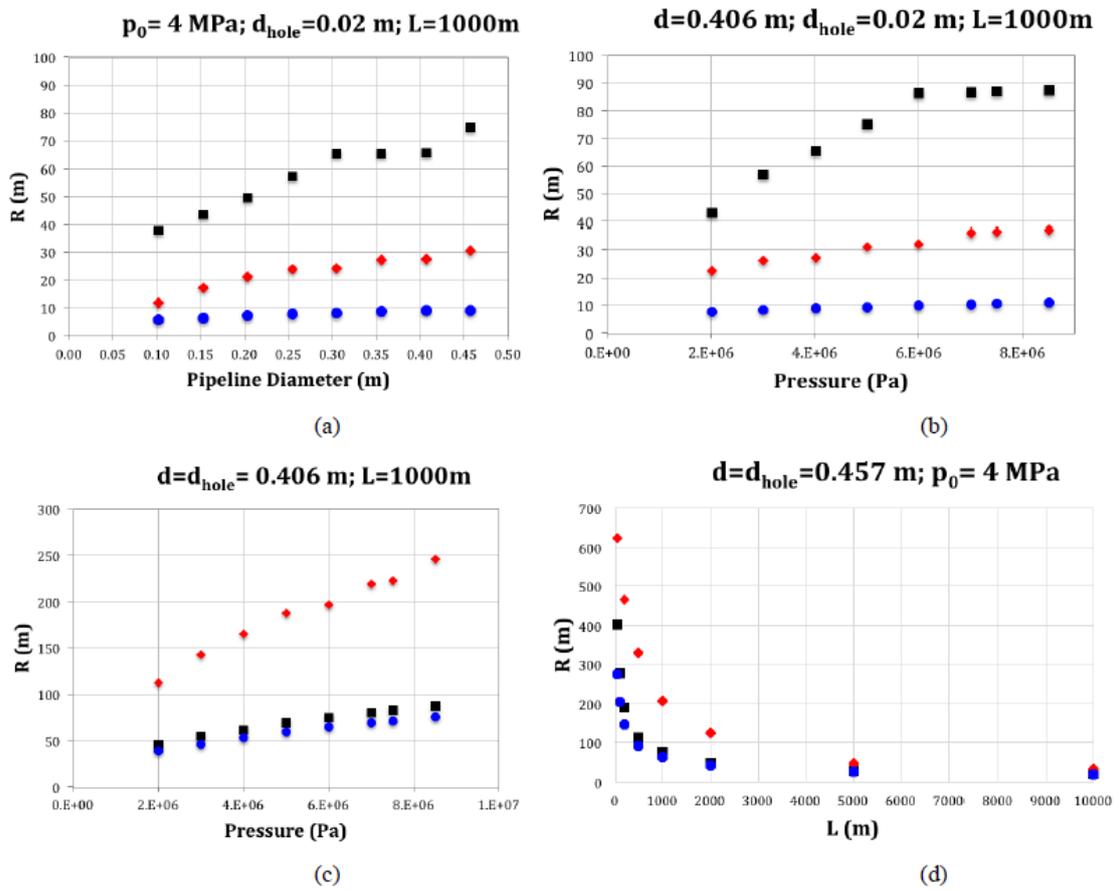


Abbildung 23. Gefahrendistanz im Vergleich zu (a) Pipelinedurchmesser, (b) Betriebsdruck bei kleinem Leck, (c) Betriebsdruck bei Vollbruch, (d) Entfernung von der Verdichtungsstation. schwarzes Symbol - Erdgas, rotes Symbol - Ethylen, blaues Symbol - Wasserstoff [77].

6. Strahlungswärmeströme von Düsenfeuern und Feuerbällen

6.1 Strahlungswärmeströme von Düsenfeuern

Wasserstoff verbrennt in einer sauberen Atmosphäre mit einer unsichtbaren Flamme. Die adiabatische Temperatur der vorgemischten Flamme für ein stöchiometrisches Gemisch in Luft ist mit 2.403 K etwas höher als bei anderen Brennstoffen. Diese Temperatur kann an einem Unfallort zu schweren Verletzungen führen, insbesondere in einer sauberen Laborumgebung, in der die Wasserstoffflamme praktisch unsichtbar ist. Die Verbrennung von Wasserstoff und heiße Ströme verursachen jedoch Veränderungen in der Umgebung, die zur Erkennung der Flamme genutzt werden können. Obwohl die nicht leuchtende Wasserstoffflamme eine visuelle Erkennung erschwert, gibt es einen starken Einfluss von Wärme und Turbulenzen auf die umgebende Atmosphäre und die aufsteigende Wolke heißer Verbrennungsprodukte. Diese Veränderungen werden als die *Signatur des Feuers* bezeichnet.

Der folgende Abschnitt basiert auf den Arbeiten, die in Ulster im HySAFER-Zentrum durchgeführt wurden [7]. Vor der Erörterung des Strahlungswärmestroms sei darauf hingewiesen, dass eine Wasserstoffflamme nur minimale Infrarotstrahlung und praktisch keine sichtbare Strahlung aussendet. Aufgrund des Fehlens von CO_2 -Strahlungsbanden und der starken Absorption durch den umgebenden Wasserdampf beträgt das Verhältnis von sichtbarer zu infraroter Wasserstoffstrahlflamme 0,88 und das Verhältnis von ultravioletter zu infraroter Flammenlänge 0,78 [39]. Dennoch sind die konvektiven und strahlenden Wärmeströme nach wie vor wichtig und müssen zum Schutz von Leben, Eigentum und Umwelt bewertet werden.

Molina et al. [40] und Schefer et al. [23] entwickelten ein Modell zur Vorhersage der Wärmeströme an jeder radialen (r) und axialen (x) Position von unterexpandierten Strahlfeuern (siehe Abbildung 24) [40].

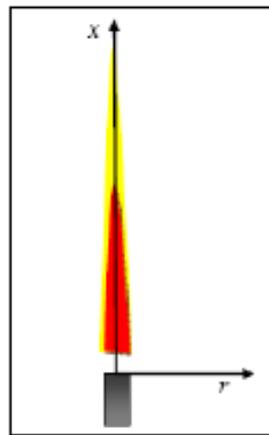


Abbildung 24. Ein Koordinatensystem für turbulente Strahlflammen [40].

Durch die Verwendung von Nennwerten wird der experimentelle Strahlungswärmestrom jedoch unterschätzt. Zur Bestimmung des Strahlungswärmestroms sind die folgenden Schritte zu befolgen. Zunächst muss die Flammendichte (Luft + Verbrennungsprodukte) in der Flamme anhand der folgenden Gleichung berechnet werden:

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

wobei ρ_f die Flammendichte in der Flamme (kg/m^3), P_{amb} der Umgebungsdruck, M_{sto} das mittlere Molekulargewicht der stöchiometrischen Produkte der Wasserstoffverbrennung in Luft (24,54 kg/kmol), R die universelle Gaskonstante (8314,47 kJ/kmol-K) und T_{ad} die adiabatische Flammentemperatur von Wasserstoff in Luft ist. Die Flammenlänge, -breite und -dichte werden dann in die Gleichung (13) eingesetzt, um die Verweilzeit der Flamme zu bestimmen:

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

wobei τ_F die Verweilzeit (s), W_F die Flammenbreite (Verhältnis zur Länge 0,17), L_F die Flammenlänge, f_s der Massenanteil des Brennstoffs bei stöchiometrischen Bedingungen (0,0283), ρ_{nozz} die Dichte der Strömung in der Düse, d_{nozz} der Strahlaustrittsdurchmesser und U_{nozz} die Strömungsgeschwindigkeit in der Düse sind.

Wenn die Verweilzeit der Flamme bekannt ist, kann der Strahlungsanteil X_{rad} aus einer Abbildung von Schefer et al. [23] entnommen werden, die in Abbildung 25 wiedergegeben ist, wobei X_{rad} der Anteil der gesamten freigesetzten chemischen Wärme ist, der an die Umgebung abgestrahlt wird. Es sei darauf hingewiesen, dass der von Schefer et al. [23] vorgeschlagene Ansatz für eine kleine Flamme nicht verwendet werden kann, da L klein ist und der Strahlungsanteil dann negativ ist.

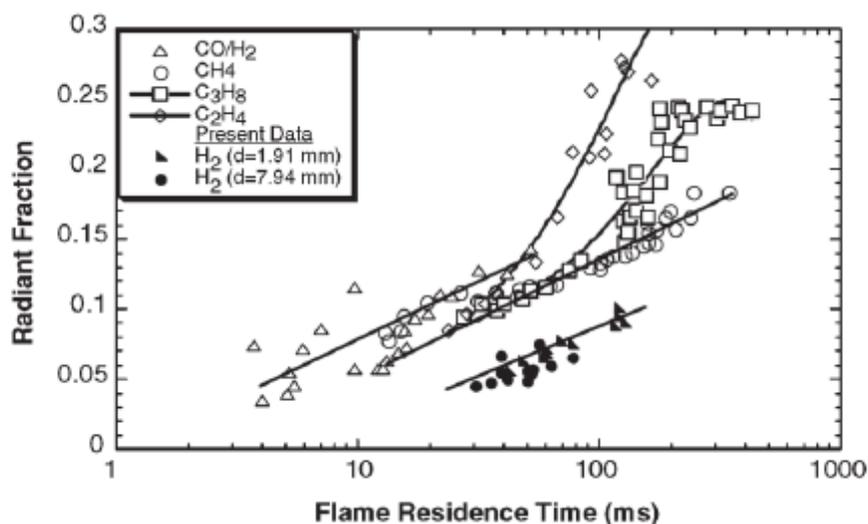


Abbildung 25. Strahlungsanteil als Funktion der Flammenverweilzeit [23].

Der Strahlungsanteil wird dann in die Gleichung (14) eingesetzt, um S_{rad} , die gesamte emittierte Strahlungsleistung, zu erhalten:

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

wobei S_{rad} die gesamte emittierte Strahlungsleistung (W), \dot{m}_{nozz} der Massendurchsatz an der Düse und ΔH_c die Verbrennungswärme von Wasserstoff ist. Die Koordinaten x und r können auf zwei Arten gewählt werden:

- Option 1: Die Koordinaten können gewählt werden. In diesem Fall können sie dem Standort möglicher Ziele eines Düsenfeuers entsprechen: Bewohner, Gebäude, Fluchtwege, andere potenzielle Gefahrenquellen wie die Lagerung von brennbaren oder giftigen Stoffen usw. Wenn die Koordinaten gewählt sind, muss zunächst L berechnet werden. Dann ist es einfach, die dimensionslose Strahlungsleistung C^* unter Verwendung des gewünschten Wertes von x (m), der Position auf der Strahlachse von der Düse, zu berechnen. Dies kann anhand der Abbildung 26 erfolgen. Schließlich wird durch Einstellen des Wertes r $q_{rad}(x,r)$ mit der Gleichung (15) berechnet.

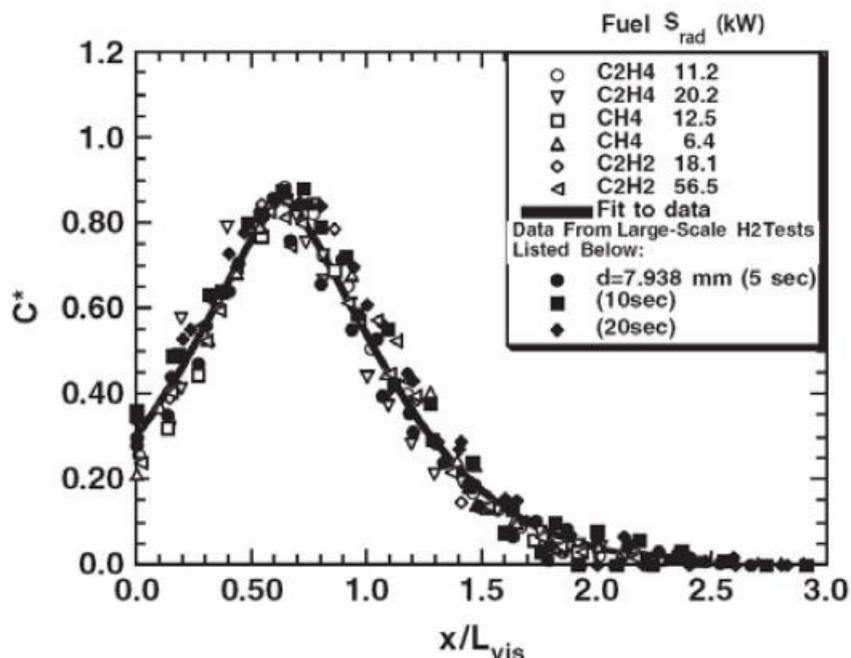


Abbildung 26. Axialer Verlauf des normierten Strahlungswärmestroms [23].

- Option 2: Die Koordinaten können für einen bestimmten Wert des Strahlungswärmestroms berechnet werden. Das bedeutet, dass die berechneten Koordinaten eine Kontur um das Strahlfeuer bilden, die einem bestimmten Iso-Wert des Strahlungswärmestroms entspricht. Der Wert des Strahlungswärmestroms kann z. B. als Akzeptanzkriterium definiert werden. Die Flammenlänge, die Flammenbreite, die Verweilzeit, der Strahlungsanteil und die gesamte emittierte Strahlungsleistung müssen berechnet werden. Dann kann der Wert der dimensionslosen Strahlungsleistung mit Hilfe einer geeigneten Gleichung für jeden Wert von x im gewünschten Bereich berechnet werden. Schließlich kann r für jede axiale Position berechnet werden, indem der entsprechende Wert von C^* und der gewählte Strahlungswärmestrom in Gleichung (15) eingesetzt werden:

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

wobei $q_{rad}(x, r)$ der Strahlungswärmestrom am Ort (x, r) (W/m^2), C^* die dimensionslose Strahlungsleistung aus Abbildung 26 und r die radiale Position von der Mittellinie des Strahls (m) ist.

Es ist zu beachten, dass die obige Analyse von einer vertikalen Flamme ausgeht. Es ist noch nicht klar, welche Auswirkungen eine horizontale Flamme haben wird. Der Auftrieb kann die Flamme beeinflussen, und daher ist es in diesem Stadium schwer abzuschätzen, wie sich die stromabwärts gerichteten heißen Strömungen verhalten werden. Daher könnte der oben beschriebene Ansatz im Falle einer horizontalen Flamme etwas konservativ sein. Die

Auswirkung des Strahlungswärmestroms auf Menschen, Umwelt und Bauwerke wird im Lektion 6 - Schadenskriterien für Menschen und Sachwerte - ausführlich behandelt.

6.2 Wasserstoffstrahlbrände im Vergleich zu Strahlbränden üblicher Brennstoffe

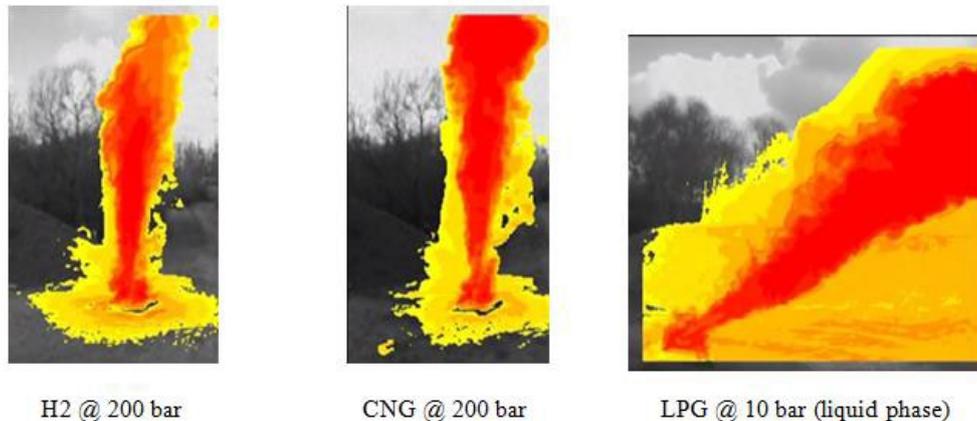


Abbildung 27. Infrarotbild von Düsenfeuern, das die Wärmestrahlung zeigt, die bei der Verbrennung von Wasserstoff (200 bar), CNG (200 bar) und LPG (10 bar) entsteht.

Wie aus [Abbildung 27](#) hervorgeht, entstehen bei der unvollständigen Verbrennung von CNG und LPG CO₂, CO, Ruß und andere Produkte, die im Vergleich zu Wasserstoff eine stärkere Wirkung auf die Strahlung haben. Dieses Phänomen erklärt, warum die Verbrennung von Wasserstoff durch geringere thermische Effekte gekennzeichnet ist als die anderer gängiger Brennstoffe, selbst wenn die Temperatur die einer CNG-Flamme übersteigt. [Abbildung 27](#) zeigt einen Vergleich der Wärmestrahlung von Wasserstoff (200 bar), CNG (200 bar) und LPG (10 bar) - die Wärmesignatur des Wasserstoff-Jetfeuers ist etwas geringer als die von CNG, und beide sind deutlich geringer als die Wärmestrahlung des LPG-Feuers.

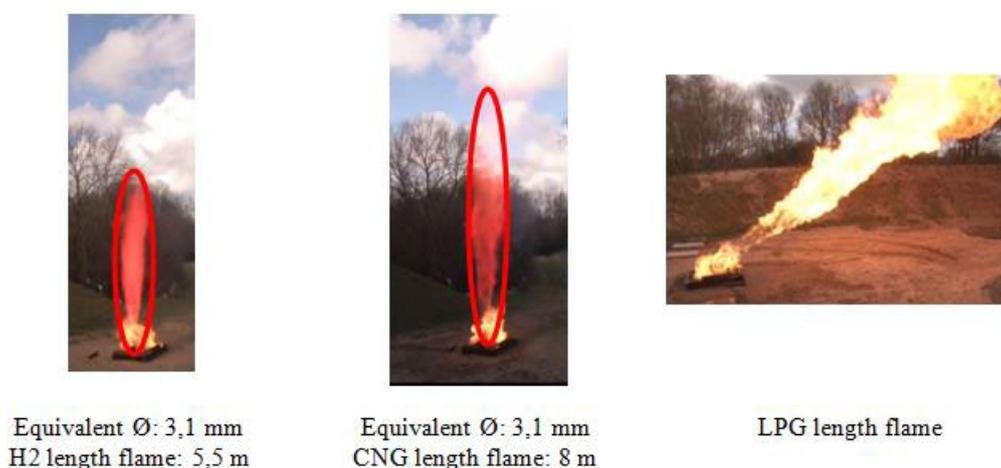


Abbildung 28. Vergleich der Flammenlängen für Düsenbrände von Wasserstoff (Öffnungsdurchmesser 3,1 mm), CNG (Öffnungsdurchmesser 3,1 mm) und LPG.



Wie aus Abbildung 28 hervorgeht, sind die Flammenlängen von CNG- und LPG-Strahlbränden bei gleichem Durchsatz aufgrund des Sauerstoffverbrauchs, der bei CNG viermal und bei LPG fünfmal höher ist als bei Wasserstoff, länger als die von Wasserstoff.

Es ist wichtig, daran zu denken, dass eine Wasserstoffflamme in einer reinen Umgebung nicht sichtbar ist. Bei FCH-Systemen und Infrastrukturanwendungen sind jedoch immer brennbare Materialien vorhanden, die die Flamme färben, wie in Abbildung 28 zu sehen ist.

6.3 Wasserstoff-Feuerkugeln

Wasserstoff-Feuerbälle können als Folge eines katastrophalen Versagens eines Wasserstofftanks entstehen. Der auf der Website "h2safe.net" (http://h2safe.net/case_safety.html) [41] veröffentlichte "Case for Safety" analysiert die relativen Häufigkeiten der Versagensarten und stellt fest, dass nur etwa 10 bis 27 % der Druckgasfreisetzungen als katastrophal eingestuft werden. Dennoch muss betont werden, dass die Fehlfunktion der Tanksicherheitsvorrichtung (TPRD) zu einem katastrophalen Bruch des Wasserstoffspeichers führen kann. UNIVERSITÄT ULSTER hat sich mit der Modellierung der Folgen und Auswirkungen eines katastrophalen Bruchs befasst und sich dabei auf Hitzestrahlung und Druckwellen konzentriert. Die von Zalosh [42] angegebenen Größen des Feuerballs können als Anhaltspunkt dienen. Die Experimente zum katastrophalen Versagen eines Wasserstoffspeichers wurden an einem freistehenden Tank (Typ IV; Volumen 72,4 l; Speicherdruck 34,3 MPa; keine TPRD) und an einem unter einem Geländewagen installierten Tank (Typ III, Volumen 88 l; Speicherdruck 31,8 MPa, keine TPRD) durchgeführt. Der freistehende Tank des Typs IV versagte 6 Minuten und 27 Sekunden nach Beginn des Brandes in katastrophaler Weise. Es folgte ein Feuerball mit einem Durchmesser von 7,7 m, 45 ms nach dem Bruch des Tanks. Dieser Feuerball ist innerhalb von 1 s erloschen [42].

Bei dem unter dem Fahrzeug befindlichen Tank des Typs III drangen nach etwa 4 Minuten der Einwirkung des Propangasfeuers Flammen und Gase in den Fahrgastraum ein. Der katastrophale Bruch des Tanks ereignete sich nach 12 Minuten und 8 Sekunden Brandeinwirkung, wobei ein Feuerball mit einem maximalen Durchmesser von 24 m entstand, der 4,5 Sekunden andauerte. Verschiedene Teile des Testfahrzeugs und des Tanks wurden in einer Entfernung von bis zu 107 m gefunden. Es muss betont werden, dass die oben genannten Entfernungen bei Wasserstofftanks, die unter einem Druck von 70 MPa stehen, noch größer sein können [42].

Die Entwicklung und Validierung des CFD-Modells zur Simulation der Dynamik von Druckwellen und Feuerbällen nach dem Bruch eines Hochdruck-Wasserstofftanks bei einem Brand in offener Atmosphäre wurde kürzlich von Molkov et al. in der UNIVERSITÄT ULSTER [72] durchgeführt. Die Komplementarität und Synergie von experimentellen Daten und numerischer Analyse ermöglichte es, Einblicke in die Dynamik von Druckwellen und Feuerbällen zu gewinnen und so Wissenslücken im Verständnis der zugrunde liegenden physikalischen Phänomene zu schließen. Dies war die erste Studie, in der der Mechanismus



der Wasserstoffverbrennung, der zur Stärke der Druckwelle beiträgt, quantitativ erklärt wurde. Beispielsweise erhöht die Wasserstoffverbrennung nach dem Bruch eines 36-Liter-Tanks mit 70 MPa bei einem Brand den maximalen Überdruck der Druckwelle in 5 m Höhe um 37 %. Der simulierte Feuerball zeigte eine typische Entwicklung während einer Wachstumsphase, bevor er durch Auftriebseffekte aufstieg. Die Größe und Form des Feuerballs (7,7 m nach 45 ms) wurde im Experiment in den USA genau reproduziert.

6.4 Auswirkung der verzögerten Zündung auf den Druck von Wasserstoffstrahlbränden

Unmittelbar nach dem Entweichen von Wasserstoff aus der Hochdruckanlage gibt es eine instationäre Phase der Strahlbildung. Eine verzögerte Zündung und anschließende Verbrennung der in dieser Phase gebildeten instationären, hochturbulenten Wasserstoff-Luft-Wolke kann zu einem erheblichen Überdruck im Nahbereich führen, der Menschen schädigen kann. Dieser Vorgang ist im Grunde die Deflagration und findet statt, bevor sich der quasistationäre Strahlbrand etabliert [1].

Das britische Health and Safety Laboratory (HSL) der Health and Safety Executive führte im Rahmen des Projekts HYPER [38] eine Reihe von über 40 Experimenten mit Hochdruckfreisetzungen von Wasserstoff durch, die später von Royle und Willoughby [34] veröffentlicht wurden. Es wurden die Auswirkungen des variierenden Strahlaustrittsdurchmessers, der Zündverzögerung und der Position auf den Überdruck ermittelt.

Der Wasserstoff wurde in zwei 50-Liter-Zylindern bei einem Druck von 20,5 MPa gespeichert. Zwischen dem Speicher und dem Düsenausgang befanden sich ein Edelstahlrohr mit einem Innendurchmesser von 11,9 mm und eine Reihe von Kugelhähnen mit einem Innendurchmesser von 9,5 mm. Um den Strahlaustrittsdurchmesser zu variieren, wurden in der Düse Drosseln mit derselben Länge von 2 mm und unterschiedlichen Durchmessern von 1,5, 3,2 und 6,4 mm verwendet. Der Austrittspunkt befand sich 1,2 m über dem Boden. Der Strahl wurde durch einen Streichholzkopf mit einer kleinen Menge pyrotechnischen Materials in 1,2 m Höhe über dem Boden gezündet. Die Lage des Zündpunkts variierte im Bereich von 2 bis 10 m vom Auslösepunkt. Die piezoresistiven Aufnehmer waren nach oben gerichtet, außer bei Wandmontage. Drei Aufnehmer wurden senkrecht zur Achse in 1,5 m, 2,6 m und 3,7 m Abstand und in 0,5 m Höhe angebracht [34]; der axiale Abstand aller Aufnehmer betrug 2,8 m von der Düse und die Höhe 0,5 m.

Für die vollständige Öffnung des Ventils wurden 260 ms benötigt, für die Erreichung von 2 m durch Wasserstoff 140 ms. 400 ms sind also die kürzest mögliche Zündverzögerung des instationären Strahls. Strahlen aus der Wasserstoffspeicherung bei 20,5 MPa waren überwiegend impulsgesteuert, d. h. die Strömung war bis zur unteren Entflammbarkeitsgrenze relativ zündunfähig [34].

6.5 Einfluss verschiedener Parameter auf den Überdruck

6.5.1 Der Einfluss des Öffnungsdurchmessers auf den Überdruck

Tabelle 3 zeigt experimentelle Messungen des instationären Wasserstoffstrahl-Deflagrationsüberdrucks für zwei Zündverzögerungen (minimal mögliche 400 ms und 800 ms) und Düsendurchmesser von minimal 1,5 mm bis maximal 9,5 mm. Der Düsendurchmesser hat einen entscheidenden Einfluss auf den maximalen Überdruck, den der gezündete Strahl erzeugt.

Bei der Freisetzung durch die Düse mit einem Durchmesser von 1,5 mm war kein Überdruck zu verzeichnen. Der Überdruck bei einer Zündverzögerung von 400 ms, als der Strahl gerade den 2 m stromabwärts von der Düse gelegenen Zündpunkt erreichte, liegt immer unter dem Überdruck bei einer Zündverzögerung von 800 ms, was einer größeren turbulenten Wasserstoff-Luft-Wolke entspricht. Es sei darauf hingewiesen, dass sich bei den Versuchen eine Wand hinter der Düse befindet. Der maximal registrierte Überdruck des freien Wasserstoffstrahls betrug 16,5 kPa.

Aus dieser Versuchsreihe ergibt sich eine wichtige Schlussfolgerung: Der Leckdurchmesser muss für eine bestimmte FCH-Technologie so gering wie vernünftigerweise möglich (ALARP) gehalten werden. Der Einbau von Durchflussbegrenzern in Wasserstoffversorgungsleitungen verringert die beobachteten Flammenlängen und damit die erforderlichen Sicherheitsabstände. Man nimmt an, dass dies auf die Verringerung des Massendurchsatzes und der Druckverluste an der Drosselstelle und damit auf einen geringeren Druck am Strahlaustritt aus dem Rohr zurückzuführen ist.

Tabelle 3. Die Auswirkung des Öffnungsdurchmessers und der Zündverzögerung auf den maximalen Überdruck, der durch einen deflagrierenden Strahl erzeugt wird [34].

Durchmesser der Öffnung, mm	Verzögerung der Zündung, ms	Maximaler Überdruck, kPa
1.5	800	Nicht aufnehmbar
1.5	400	Nicht aufnehmbar
3.2	800	3.5
3.2	400	2.1
6.4	800	15.2
6.4	400	2.7-3.7
9.5	800	16.5
9.5	400	3.3-5.4

Es wurde festgestellt, dass die Turbulenz und die Größe des Strahls einen größeren Einfluss auf den Verpuffungsdruck haben als die Gesamtmenge des ausgetretenen Wasserstoffs. Die Gesamtmenge des freigesetzten Wasserstoffs ist nicht immer von Bedeutung, insbesondere bei offener Atmosphäre, da der Auftrieb die Verdünnung des Wasserstoffs durch die mitgerissene

Luft fortsetzt, bis er die LFL – untere Zündgrenze von 4 Vol.erreicht. Daher tragen in vielen praktischen Szenarien Teile des zu Beginn freigesetzten Wasserstoffs nicht zur Verbrennung bei, da sie einen Teil der Wolke bilden, die unterhalb der LFL – unteren Zündgrenze liegt [34].

Auf der Grundlage der vorgestellten Ergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass die Spontanzündung einer plötzlichen Wasserstofffreisetzung durch den Diffusionsmechanismus den Überdruck der selbstgezündeten Freisetzung im Vergleich zur verzögerten Zündung (die Zündverzögerung wird in diesem Fall minimiert) reduzieren könnte. Es ist anzumerken, dass die Spontanzündung bei der plötzlichen Freisetzung im Falle des Berstens der Berstscheibe beobachtet wurde und die Szenarien der Spontanzündung des Strahls durch den Diffusionsmechanismus, wenn Ventile zur Einleitung der Hochdruck-Wasserstofffreisetzung verwendet wurden, nicht berücksichtigt wurden [1].

6.5.2 Der Einfluss der Zündverzögerung auf den Überdruck

Die Auswirkung der Zündverzögerung wurde für den Düsendurchmesser 6,4 mm und den Zündort 2 m von der Düse entfernt untersucht (wie in Tabelle 4 dargestellt). Es kann festgestellt werden, dass die Zündung in einem Bereich nahe der Entflammbarkeitsgrenze der Strahlwolke (Zündverzögerung von 400 ms) zu einem relativ langsamen Abbrand und damit zu einem geringen Überdruck führt. Der maximale Überdruck von 19,4 kPa wird bei einer Zündverzögerung von 600 ms beobachtet. Maximale Überdrücke wurden beobachtet, wenn der Strahl zu einem Zeitpunkt gezündet wurde, der mit dem Bereich maximaler Turbulenz im vorderen Teil des Strahls zusammenfiel und den Zündpunkt erreichte.

Tabelle 4. Die Auswirkung der Zündverzögerung auf den maximalen Überdruck, der durch den deflagrierenden Strahl erzeugt wird [34].

Verzögerung der Zündung, ms	Maximaler Überdruck, kPa
400	3.7
500	18.4
600	19.4
800	15.2
1000	11.7
1200	12.5
2000	9.5

6.5.3 Der Einfluss des Standorts der Zündquelle auf den Überdruck

Eine einzelne Düse mit einem Durchmesser von 6,4 mm wurde mit einem festen Auslösedruck von 20,5 MPa und einer festen Zündverzögerung von 800 ms gewählt. Die Zündposition variierte von 2 m bis 10 m. Die maximalen Überdrücke wurden vom Aufnehmer Nr. 1 in 2,8 m Entfernung von der Düse und 1,5 m von der Mittellinie des Strahls gemessen (Tabelle 5). Der Deflagrationsüberdruck nimmt drastisch ab, je weiter die Zündposition von der Strahlquelle entfernt ist. Bei einem Abstand der Zündquelle von 10 m von der Düse kam es zu keiner Zündung des Strahls.

Tabelle 5. Die Auswirkung der Position der Zündquelle auf den maximalen Überdruck, der durch den deflagrierenden Strahl erzeugt wird [34].

Stellung der Zündung, m	Maximaler Überdruck, kPa
3	5.0
4	2.1
5	2.1
6	Nicht aufnehmbar
8	Nicht aufnehmbar
10	Keine Zündung

7. Brand von FC-Fahrzeugen

Brennstoffzellenfahrzeuge (FCV) sind eine der wichtigsten sich schnell entwickelnden Anwendungen der FCH-Technologien. Ähnlich wie ein batterieelektrisches Auto hat ein Brennstoffzellenauto keinen Verbrennungsmotor. Brennstoffzellen wandeln die in chemischer Form gespeicherte Energie direkt in elektrische Energie um, die das Fahrzeug antreibt. Weltweit sind bereits mehrere tausend FCV im Einsatz, und kleine Flotten von Brennstoffzellenautos werden vor allem von Unternehmen und Behörden, aber auch von Privatpersonen genutzt. Dazu gehören die freigegebenen Serienmodelle von Hyundai (iX35 Brennstoffzelle und NEXO) und Toyota Mirai I und II. In Deutschland sind mehr als tausend Fahrzeuge im Einsatz und hundert Tankstellen in Betrieb! Auch einige Feuerwehrautos sind bereits Brennstoffzellenfahrzeuge.

So wurden beispielsweise laut Brandstatistik in Großbritannien [43] im Zeitraum 2011-2012 28.800 Brände von Straßenfahrzeugen registriert. Zum Vergleich: In den USA ereigneten sich im selben Zeitraum 172.500 Fahrzeugbrände. Es waren verschiedene Fahrzeugtypen betroffen: Pkw, Lkw, leichte Nutzfahrzeuge, öffentliche Verkehrsmittel usw. Die meisten Brände (65 %) ereigneten sich in Pkw, 10 % in Lieferwagen, 4 % in Lastkraftwagen und 2 % in Bussen oder Kleinbussen [43]. Die Brandursachen können unfallbedingt, vorsätzlich oder unbekannt sein. Die Mehrheit der vorsätzlichen Brände (43 %) betraf Straßenfahrzeuge: 13.900 Brände. Die Zahl der Todesopfer bei Bränden von Straßenfahrzeugen lag 2011-12 bei 37 [43].

Im Zeitraum von 2000 bis 2006 wurden 20 katastrophale Ausfälle von CNG-Tanks dokumentiert, von denen 11 auf Fahrzeugbrände zurückgeführt wurden [44]. Von diesen 11 Vorfällen deuten die Beweise darauf hin, dass die meisten PRDs nicht aktiviert wurden (im Falle eines lokal begrenzten Brandes). "Tests haben gezeigt, dass alle Kraftstofftanks (sowohl CNG- als auch Wasserstofftanks) unabhängig vom Betriebsdruck sehr anfällig für eine schnelle Zersetzung durch örtlich begrenzte Brände sind" [44]. Dies bedeutet, dass ein katastrophales Versagen bei der Risikobewertung nicht ausgeschlossen werden kann [41].

Gefahren und damit verbundene Risiken für FCVs sollten auf professionelle Weise nachgewiesen und interpretiert werden, wobei alle Beteiligten, angefangen bei den Konstrukteuren von BZ-Systemen über die Regulierungsbehörden bis hin zu den Nutzern, die Folgen vollständig verstehen sollten. Der erste Vergleich der "Schwere" von Wasserstoff- und Benzinlecks und -entzündungen wurde von Swain [45] durchgeführt. [Abbildung 29](#) zeigt die Schnappschüsse von Wasserstoff- und Benzinbränden 3 s (links) und 60 s (rechts) nach Ausbruch eines Fahrzeugbrandes. Es ist anzumerken, dass diese frühen Bilder NICHT das neuere Design der abgewinkelten TPRD mit kleinerem Durchmesser widerspiegeln.



Abbildung 29. Wasserstoffstrahlfeuer und Benzinfeuer: 3 s (links) und 60 s (rechts) nach Auslösung eines Autobrandes [45].

Das in [Abbildung 29](#) dargestellte Szenario mit einem wasserstoffbetriebenen Auto ist selten. (Bitte beachten Sie, dass bei FCV-Fahrzeugen die Freisetzung von Wasserstoff nicht vertikal nach oben gerichtet ist.) Es kann durch eine falsche Selbstausrüstung einer Druckentlastungsvorrichtung (PRD) realisiert werden. Tatsächlich würde eine Freisetzung von Wasserstoff durch die PRD aus dem Bordspeicher in den meisten Fällen durch einen externen Brand ausgelöst. Ein Szenario mit einem externen Feuer verändert die Gefahren und die damit verbundenen Risiken drastisch im Vergleich zu der in [Abbildung 29](#) dargestellten Situation.



Abbildung 30. Ein FCV-Benzinpool-Brandtest: links - Benzinbrand kurz vor Auslösung des TPRD, rechts - 1 Sekunde nach Auslösung des TPRD [46].

Die Abbildungen 30 und 31 zeigen die Ergebnisse einer in Japan durchgeführten Studie zum Brand von wasserstoffbetriebenen Fahrzeugen [46]. Das FCV war mit einer thermischen Druckentlastungsvorrichtung (TPRD) mit einem Entlüftungsrohr-Innendurchmesser von 4,2 mm ausgestattet. In dem in Abbildung 30 gezeigten Test wurde der Druckwasserstofftank genau an der Stelle installiert, an der der Benzintank entfernt worden war. Aus diesem Grund gab es keine Möglichkeit, einen größeren Speicherbehälter zu installieren, und es wurde ein kleiner Tank von 36 l bei einem Druck von 70 MPa verwendet. Die Brandausbreitung von einem Benzinfahrzeug auf ein FCV wurde untersucht, um Szenarien zu berücksichtigen, in denen verschiedene Fahrzeugtypen bei einem Autounfall oder einer Naturkatastrophe wie einem Erdbeben in Brand geraten. Das Experiment ergab, dass sich ein Feuerball von mehr als 10 m Durchmesser bildet, wenn der TPRD des FCV-Speichertanks durch ein Benzinfeuer aktiviert wird (Abbildung 30, rechts).

In einem weiteren Versuch von Tamura et al. [46] wurden zwei Fahrzeuge in einem Abstand von ca. 0,85 m geparkt und die Brandausbreitung vom FCV auf das Benzinfahrzeug untersucht. Abbildung 31 zeigt zwei Fahrzeuge nach der Auslösung des TPRD im FCV. Daraus lässt sich schließen, dass eine Selbstrettung aus dem Fahrzeug oder eine Absicherung durch Ersthelfer bei einer derartigen Konstruktion des Wasserstofffreisetzungssystems unmöglich ist und dass sich die Fahrzeughersteller mit diesem Sicherheitsproblem für die Kunden noch befassen müssen.



Abbildung 31. Das HFCV mit initiiertem TPRD (links) und das Benzinauto (rechts) [46].

Unter den Testbedingungen ist die Ursache für die Ausbreitung des Feuers vom FCV auf das benachbarte Benzinauto die Flamme, die sich von der Innen- und Außenausstattung des FCV ausbreitet, nicht aber die Wasserstoffflamme aus dem TPRD (es ist erwähnenswert, dass in der Studie von Tamura et al. [46] der kleine Speichertank von nur 36 Litern mit einer kürzeren Wasserstofffreisetzungzeit anstelle eines größeren Tanks verwendet wurde, der für eine wettbewerbsfähige Reichweite erforderlich ist). Die Autoren kamen zu dem Schluss, dass in Autotransportschiffen und anderen ähnlichen Situationen mit eng geparkten FCVs die Testergebnisse auf die Möglichkeit hinweisen, dass ein Feuer in einem FCV dessen TPRD aktiviert und dadurch Wasserstoffflammen erzeugt, die wiederum die TPRD-Aktivierung im Unterboden eines benachbarten FCVs verursachen können.

Um den Schaden durch einen FCV-Brand zu minimieren, schlagen die Autoren von [46] vor, dass es wichtig ist, den Brand frühzeitig zu erkennen und zu löschen, bevor der TPRD aktiviert wird. Es ist bekannt, dass ein Wasserstoffbrand in vielen praktischen Situationen schwer oder gar nicht zu löschen ist. Es bleibt zu hoffen, dass die Automobilhersteller geeignete sicherheitstechnische Lösungen entwickeln, die u. a. eine Verringerung der Flammenlänge von wasserstoffbetriebenen Fahrzeugen bei einem Unfall vorsehen, um den möglichen Dominoeffekt bei der Unfallentwicklung auszuschließen und die Ersthelfer bei der Kontrolle solcher Brände und der erfolgreichen Durchführung von Rettungsmaßnahmen zu unterstützen. Die von Tamura et al. durchgeführten Experimente haben deutlich gezeigt, dass die Folgen eines Brandes bei wasserstoffbetriebenen Fahrzeugen sowohl im Hinblick auf Menschenleben als auch auf die Sicherheit und den Sachschaden eine große Herausforderung darstellen können [46].

Wie bereits erwähnt, ist komprimierter gasförmiger Wasserstoff derzeit die gängige Technologie für die Wasserstoffspeicherung an Bord. Der Druck für die Speicherung an Bord beträgt bis zu 70 MPa. Normalerweise werden Tanks des Typs IV (mit Polymerauskleidung)

verwendet. Leider ist die Feuerbeständigkeit dieser Tanks gering. Stephenson [47] hat zum Beispiel die Zeit bis zum katastrophalen Versagen mit 3,5 bis 6,5 Minuten angegeben. Die derzeitige "Lösung" zur Verhinderung eines katastrophalen Versagens dieser Tanks im Brandfall besteht darin, den Wasserstoff vor dem Versagen schnell durch einen TPRD mit einer Öffnung von vergleichsweise großem Durchmesser (bis zu etwa 5 mm) freizusetzen. Diese "Lösung" ist jedoch inakzeptabel, selbst in offener Atmosphäre, da die langen Flammen eine sichere Evakuierung und Rettungsmaßnahmen verhindern (Abbildung 32). Darüber hinaus stellt sie ein ernsthaftes Problem für die Sicherheit von Menschenleben und den Schutz von Eigentum dar, wenn sich FCV in einem geschlossenen Raum wie Garagen, Tunneln oder Parkhäusern befinden [21].



Abbildung 32. Wasserstoffstrahlflamme aus einem nach oben gerichteten PRD eines FCV [48].
(HINWEIS: Aktuelle TPRDs sind in der Regel abgewinkelt)

Das in Abbildung 32 dargestellte Feuer wurde im Aschenbecher des Armaturenbretts ausgelöst [48]. Der PRD wurde nach oben gerichtet und 14 Minuten und 36 Sekunden nach der Brandauslösung aktiviert (Aufwärtsszenario). Das getestete FCV war mit zwei Zylindern mit einem Fassungsvermögen von je 34 l bei 35 MPa und einem PRD-Durchmesser von 5 mm ausgestattet (um ein Abblasen des Wasserstoffs in 5 Minuten vor dem katastrophalen Bruch zu ermöglichen).

Das Szenario mit einer abwärts gerichteten Wasserstofffreisetzung aus einem PRD ist in Abbildung 33 dargestellt. Der PRD wurde in diesem Fall 16 Minuten und 16 Sekunden nach Brandausbruch aktiviert [48].



Abbildung 33. Wasserstoffstrahlflamme aus einer nach unten gerichteten PRD eines FCV (links - Rückansicht des Fahrzeugs; rechts - Seitenansicht des Fahrzeugs) [48].

Die Abbildungen 32 und 33 zeigen, dass die derzeitige Konstruktion von TPRD im Falle einer Wasserstofffreisetzung und eines Düsenfeuers keine Selbstrettung des Fahrers und der Insassen ermöglicht, ein Eingreifen der Rettungskräfte verhindert und eine Gefahr für die Öffentlichkeit darstellt. Die Freisetzung von Wasserstoff aus einer TPRD kann als ein typisches Unfallszenario betrachtet werden. Wenn die Temperatur mehr als 110° C erreicht, wird die TPRD aktiviert und Wasserstoff freigesetzt. TPRDs befinden sich in der Regel auf Lagertanks unterhalb von FCVs. Die Freisetzung ist senkrecht nach unten gerichtet, und die Wasserstoffflamme trifft auf den Boden. Eine entzündete Freisetzung aus einer TPRD ist am wahrscheinlichsten bei einem Fahrzeugbrand, unabhängig davon, ob das Fahrzeug geparkt ist oder auf einer Straße fährt. Die mit diesem Szenario verbundenen Gefahren hängen vom Zeitpunkt der Zündung ab. Im Falle einer sofortigen Zündung breitet sich die auftreffende Wasserstoffstrahlflamme (unter dem Auto) nach außen aus und erzeugt eine Brandumgebung mit hohen Temperaturen, die für Menschen und Sachwerte gefährlich ist. Ohne sofortige Zündung bildet der freigesetzte Wasserstoff eine brennbare Wolke, die zu einer verzögerten Zündung führen kann.

In den Studien der Universität Ulster werden die deterministischen Trennungsabstände für gezündete Freisetzungen in der offenen Atmosphäre bewertet [49]. Für gezündete Freisetzungen wurden drei Temperaturgrenzen als Schadenskriterien für verschiedene gefährdete Ziele angenommen. Für die Allgemeinheit wurde eine Temperatur von 70 °C als Akzeptanzkriterium für Unbedenklichkeit angenommen. Für die Einsatzkräfte ohne Wärmeschutzkleidung wurde eine Temperatur von 115 °C als Schmerzgrenze angenommen. Für Einsatzkräfte mit Wärmeschutzkleidung wurde konservativ angenommen, dass sie nicht in einer Umgebung arbeiten sollten, in der die Temperatur höher als 260 °C ist, da die Bunkerausrüstung so konzipiert ist, dass sie sich nicht entzündet, schmilzt, tropft oder sich löst, wenn sie fünf Minuten lang solchen Temperaturen ausgesetzt ist [50].

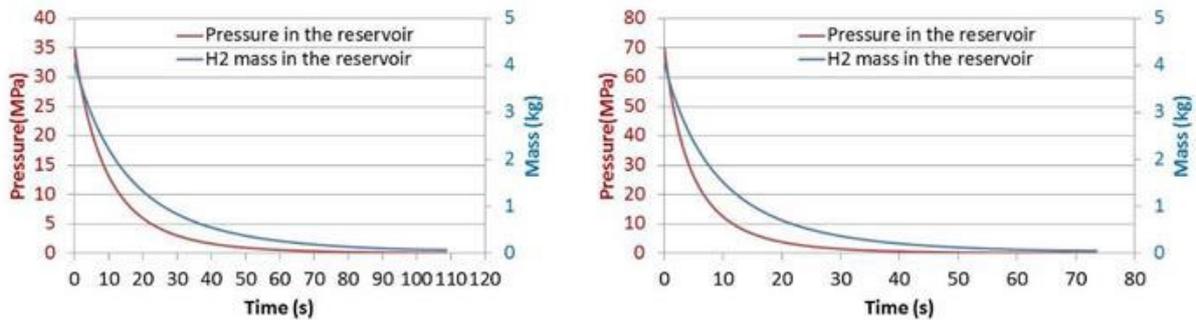


Abbildung 34. Druck- und Massendynamik in einem Wasserstoffspeicher beim Abblasen durch eine 4,2 mm TPRD-Düse: 171-Liter-Tank, Anfangsdruck 35 MPa (links), und 101-Liter-Tank, Anfangsdruck 70 MPa (rechts) [49].

Unter realen Bedingungen ist eine Wasserstofffreisetzung aus einem Hochdrucktank kein stationärer Vorgang, sondern ein Abblasvorgang, bei dem der Druck im Tank abfällt, bis der Tank leer ist. Das oben erwähnte fiktive Düsenmodell kann zur Simulation der Druckdynamik im Wasserstoffspeicher während einer unterexpandierten Strahlabgabe verwendet werden. Abbildung 34 zeigt die Druck- und Massendynamik während des Abblasens aus zwei Wasserstoffspeichern: 171 l Volumen, 35 MPa Speicherdruck (Abbildung 34 links) und 101 l, 70 MPa Speicherdruck (Abbildung 34 rechts). Beide Tanks enthalten anfangs die gleiche Menge Wasserstoff von 4,05 kg und haben den gleichen TPRD-Durchmesser von 4,2 mm. Wie aus Abbildung 34 hervorgeht, beträgt die Gesamtabblaszeit selbst bei einem Speicherdruck von 35 MPa weniger als 110 s, und der Übergang von einem unterexpandierten zu einem expandierten Strahl erfolgt bei 85 s. Bei der Freisetzung aus einem 70-MPa-Speichertank beträgt die Gesamtabblaszeit weniger als 75 s, wobei der Übergang von einem unterexpandierten zu einem expandierten Strahl bei etwa 58 s erfolgt [49].

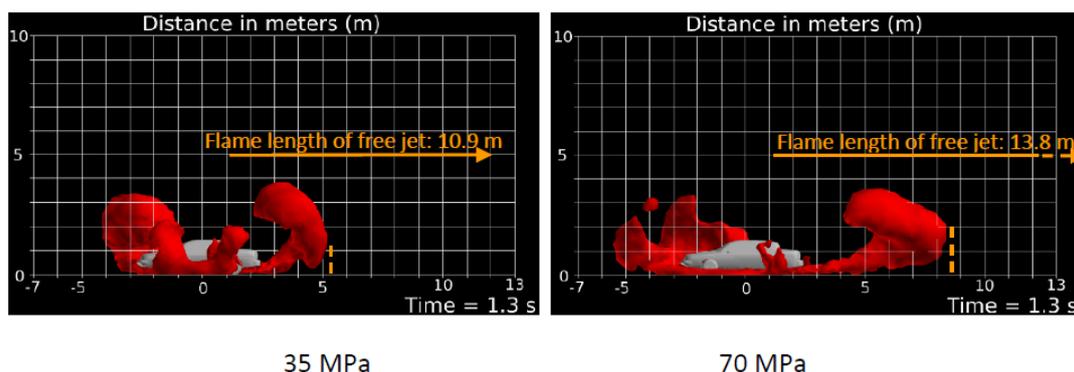


Abbildung 35. Seitenansicht der größten Wasserstoffflammenhülle (Isofläche der Temperatur $T = 1.300 \text{ }^\circ\text{C}$) [49].

Abbildung 35 zeigt eine Momentaufnahme der größten Flammenhüllkurve, die sich aus der Freisetzung von Wasserstoff über eine unter einem Auto installierte und nach unten gerichtete TPRD mit einer Öffnung von 4,2 mm ergibt. Die Flammenhülle wurde in CFD-Simulationen

ermittelt und mit Hilfe der Temperatur-Isofläche $T = 1.300 \text{ °C}$ visualisiert. Die längste Flammenspitze liegt bei etwa 5,2 m und 8,4 m für Freisetzungen aus Lagern mit Drücken von 35 MPa bzw. 70 MPa. Die Flammenlänge bei der Freisetzung mit 70 MPa ist um mehr als 60 % größer als bei der Freisetzung mit 35 MPa. In beiden Fällen treten die größten Flammenhüllen in Bodennähe etwa 1,3 s nach der Öffnung des TPRD auf. Danach schrumpft die Flamme, und die Trennungsabstände nehmen ab. Abbildung 35 zeigt auch die längste Flammenausbreitung für ungehinderte Freistrahlsbrände, die anhand der analytischen Korrelation (6) berechnet wurde (auch in Abbildung 12 dargestellt). Eine realistische Freisetzung aus TPRD unter dem Fahrzeug führt zu einer erheblichen Verringerung der Flammenhüllkurve - mehr als 50 % bzw. fast 40 % für Freisetzungen aus Lagern mit einem Druck von 35 MPa bzw. 70 MPa [49].

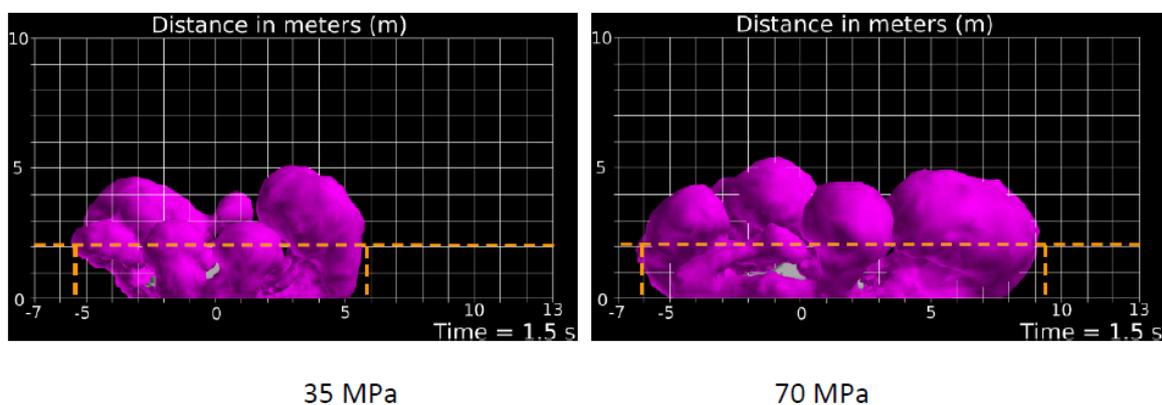


Abbildung 36. Seitenansicht der größten Umhüllung für den sicheren Einsatz von Einsatzkräften in Schutzkleidung (Iso-Oberfläche der Temperatur $T = 260 \text{ °C}$), die in 2 m Höhe abgeschnitten ist [49].

Abbildung 36 zeigt die Temperatur-Isofläche $T = 260 \text{ °C}$, die der Sicherheitsschwelle für den Einsatz von Einsatzkräften in Hitzeschutzkleidung entspricht. Die längste Gefahrendistanz beträgt etwa 5,8 m und 9,2 m für Freisetzungen aus Lagern mit Drücken von 35 MPa bzw. 70 MPa. Die Gefahrendistanz für die Freisetzung mit 70 MPa erhöht sich um mehr als 58 % im Vergleich zur Freisetzung mit 35 MPa. In beiden Fällen treten die größten Temperaturhüllen von 260 °C in Bodennähe etwa 1,5 s nach der Öffnung des TPRD auf. Danach schrumpfen die Umhüllungen, und die Trennungsabstände nehmen ab [49].

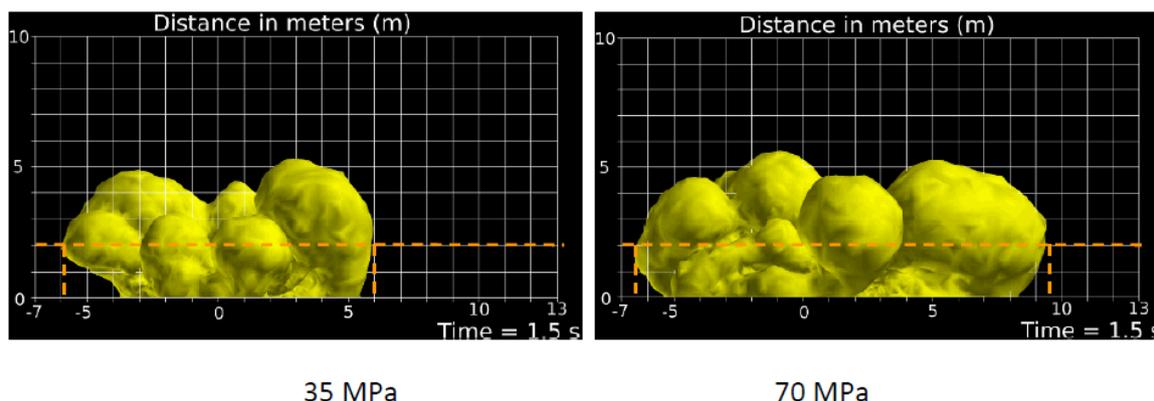


Abbildung 37. Seitenansicht der größten Umhüllung für den sicheren Einsatz von Respondern ohne Schutzkleidung (Iso-Oberfläche der Temperatur $T = 115 \text{ °C}$), die in 2 m Höhe abgeschnitten ist [49].

Die Isofläche der Temperatur $T = 115 \text{ °C}$, die dem Schwellenwert für den Einsatz von Einsatzkräften ohne Schutzkleidung entspricht, ist in Abbildung 37 dargestellt. Die längste Gefahrendistanz beträgt in diesem Fall etwa 6 m und 9,4 m für Freisetzungen aus 35 MPa- bzw. 70 MPa-Speichertanks. Die Gefahrendistanz für die Freisetzung von 70 MPa erhöht sich um fast 57 % im Vergleich zur Freisetzung von 35 MPa. In beiden Fällen treten die größten Hüllkurven, die der Temperatur $T = 115 \text{ °C}$ entsprechen und sich in Bodennähe befinden, etwa 1,5 s nach der Öffnung des TPRD auf. Danach schrumpfen die Umhüllungen und die Trennungsabstände nehmen ab [49].

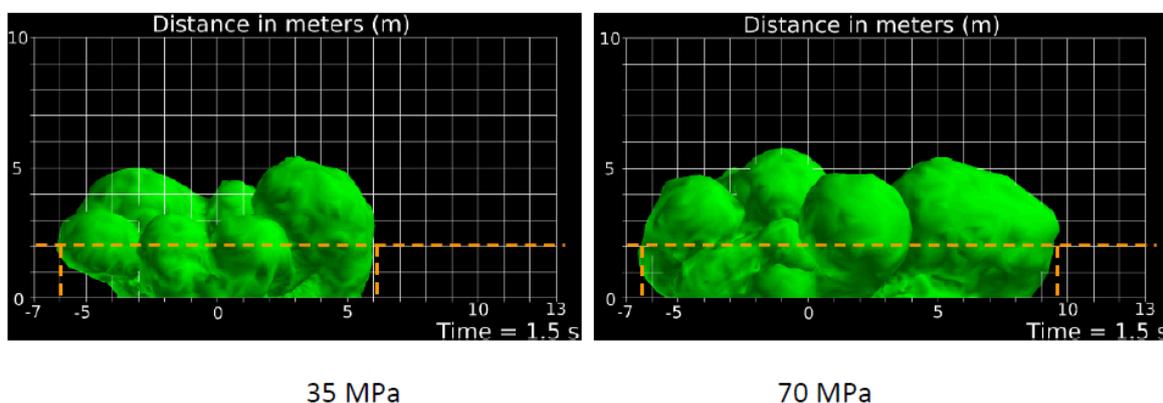


Abbildung 38. Seitenansicht der größten Umhüllung für die öffentliche Sicherheit (Isofläche der Temperatur $T = 70 \text{ °C}$), Abgrenzung in 2 m Höhe [49].

Aus Abbildung 38 ist ersichtlich, dass der längste Trennungsabstand für die Allgemeinheit etwa 6 m und 9,5 m für die 35 MPa und 70 MPa Freisetzung beträgt. Der Trennungsabstand für die 70 MPa Freisetzung erhöht sich um mehr als 58% im Vergleich zu der 35 MPa Freisetzung. In beiden Fällen treten die größten Temperaturhüllen von 70 °C in Bodennähe etwa 1,5 Sekunden nach der Öffnung des TPRD auf. Danach schrumpfen die Umhüllungen, und die Gefahrenabstände nehmen ab [49].



Darüber hinaus müssen auch die Schallpegel berücksichtigt werden, die mit dem Austreten von Wasserstoff und einer Explosion verbunden sind.

8. Erkennung, Eindämmung und Löschung von Wasserstoffbränden

8.1 Erkennung von Wasserstoffbränden

Das Brandmeldesystem ist in der Regel so konfiguriert, dass es einen akustischen/visuellen Alarm auslöst und/oder ein Feuerlöschsystem aktiviert. Es gibt verschiedene Ansätze zur Erkennung eines Feuers, basierend auf:

- Wärmeerkennung,
- Sprinklerköpfe
- Schmelzsicherungsstopfen,
- Frequenzkompensierte Wärmemelder,
- Lineare Wärmeerkennung (Kabel, die durch brandgefährdete Bereiche verlegt werden),
- Ionisationsrauchererkennung,
- Optische Rauchererkennung (Verdunkelung/Sichtlinie),
- Nachweis gasförmiger Verbrennungsprodukte, z. B. CO, flüchtige organische Verbindungen,
- Optische Flammendetektion (IR und UV und kombinierte IR-UV),
- Hochgeschwindigkeits- und hochempfindliche Rauchererkennung,
- Auf Videoüberwachung (CCTV) basierende Systeme [21].

Wie bereits erwähnt, verbrennt Wasserstoff mit einer blassblauen Flamme (in sauberen Umgebungen) und emittiert weder sichtbares Licht am Tag (die Sonneneinstrahlung kann das Licht der Wasserstoffflamme überwältigen) noch Rauch, es sei denn, es wird z. B. Natrium zugesetzt oder es werden Staubpartikel mitgerissen und zusammen mit dem brennbaren Gemisch verbrannt. Im Vergleich zur Verbrennung von Kohlenwasserstoffen strahlt die Wasserstoffflamme deutlich weniger Wärme ab, so dass der Mensch diese Wärme erst bei direktem Kontakt mit der Flamme wahrnimmt. Daher kann ein Wasserstoffbrand unentdeckt bleiben und sich trotz direkter Überwachung durch den Menschen in den Bereichen ausbreiten, in denen Wasserstoff auslaufen, verschüttet werden oder sich ansammeln und potenziell brennbare Gemische bilden kann. Wasserstoff-Feuermelder können in solchen Situationen helfen, sofortige Maßnahmen zu ergreifen. Wasserstoff-Feuerdetektoren können entweder fest installiert werden, um eine kontinuierliche Überwachung von abgelegenen Betrieben zu ermöglichen, oder tragbar sein, um vor Ort eingesetzt zu werden.

Einige der gebräuchlichsten Typen von Wasserstoffdetektoren sind in Tabelle 6 zusammengefasst und in den folgenden Abschnitten ausführlich beschrieben.

Tabelle 6. Typen von Brandmeldern, die für Wasserstoffflammen geeignet sind.

Typ	Vorteile	Beeinträchtigungen
UV/IR	Mäßige Geschwindigkeit Mäßige Empfindlichkeit Niedrige Fehlalarmrate Nicht geblendet durch CO_2 - Brandschutzentladungen Automatischer Selbsttest	Falsche Alarme möglich bei Kombination von IR- und UV- Quellen Geblendet von dichtem Rauch und Dämpfen Preis
Dreifach-IR	Sehr hohe Empfindlichkeit Sehr hohe Geschwindigkeit	Preis
IR/Vis-Bildgebung	Bilder der Flamme Von der NASA verwendet	Preis

Für einen effizienten und zuverlässigen Einsatz sollte ein Wasserstoffbrandmelder die folgenden Kriterien erfüllen:

- jeden echten Alarm auffangen;
- Fehlalarme zu vermeiden;
- spezifisch sein und Wasserstoff-Feuersignale unter den verschiedenen Signalen erkennen, die noch zahlreicher werden, wenn die Empfindlichkeit des Detektors erhöht wird;
- eine begrenzte Reaktionszeit, insbesondere wenn sie eine Sicherheitsmaßnahme auslöst.

Wasserstoffbrände neigen dazu, Strahlung über einen breiten Wellenlängenbereich zu emittieren, und sind nicht durch extreme Spitzenwerte bei bestimmten Frequenzen gekennzeichnet. Wasserstoffbranddetektoren können auch UV- und IR-Licht erkennen. Neben der Strahlung selbst können Wasserstoffflammen indirekt durch ihre starke Wärmewirkung und Turbulenzen, so genannte "Wärmewellen" der umgebenden Atmosphäre, sichtbar sein. Optische Flammendetektoren erkennen spezifische spektrale Strahlung, die während des Verbrennungsprozesses von den verschiedenen chemischen Spezies (Ionen, Radikale, Moleküle) abgegeben wird, die entweder Zwischen- oder Endprodukte der Verbrennung sind. Chemische Spezies emittieren Strahlung bei für die jeweilige Spezies charakteristischen Wellenlängen.

Das Hydroxylradikal (OH) und Wasser (H_2O) sind die wichtigsten emittierenden chemischen Spezies bei der Wasserstoffverbrennung. Diese Spezies emittieren Strahlung in bestimmten Spektralbereichen, je nach ihrer elektronischen Struktur und der typischen Energie (Translation, Vibration, Rotation) des Prozesses.



- OH (als aktives intermediäres Radikal mit einem verfügbaren freien Elektron) emittiert stark im UV-Spektralband bei 0,306 und 0,282 μm sowie zusätzliche schwächere Emissionsspitzen bei 0,180 - 0,240 μm . Es emittiert auch Infrarotenergie im nahen IR-Bereich (Vibration und Rotation des Moleküls) mit mehreren Peaks im Spektralbereich von 1-3 μm .
- H₂O emittiert hauptsächlich im nahen IR-Bereich (Vibration und Rotation) mit starken Spitzen bei 2,7; 1,9 und 1,4 μm , die von der höchsten bis zur niedrigsten Intensität reichen.

Diese Nachweistechniken setzen voraus, dass sich zwischen der Flamme und dem UV/IR-Detektor keine störende Abschirmung befindet. Es gibt zwar optische Techniken zur Erfassung dieser verschiedenen Wellenlängen, aber die größte Herausforderung besteht darin, die von der Wasserstoffflamme ausgesandten Signale von anderen potenziellen Quellen zu unterscheiden, die ähnliche Signale in Frequenz und Intensität aussenden.

8.1.1 UV-Detektoren

UV-Systeme werden gegenüber IR-Systemen bevorzugt, da sie extrem empfindlich sind. Außerdem ist die Wahrscheinlichkeit, auf ein Störsignal zu stoßen, geringer, solange die UV-Detektoren vom Sonnenlicht abgeschattet werden. Ihre Nachteile sind die Kosten und ihre geringere Effizienz bei Flüssigwasserstoffflammen, da Nebel die UV-Strahlen blockiert. Das Gleiche gilt, wenn Nebel vorhanden ist. Falsche Alarmer können durch zufällige UV-Quellen wie Blitze oder Lichtbogenschweißen ausgelöst werden. Die Fähigkeit des Detektors, sonnenlichtinduzierte UV-Strahlung von Wasserstoffflammen zu unterscheiden, um Fehlalarme zu vermeiden, ist die größte Herausforderung. Hierfür können verschiedene Techniken eingesetzt werden:

- Die Verwendung eines Filters, der alle Wellenlängen oberhalb von 0,29 μm herausfiltert, um diese Wellenlängen nur bei einem Wasserstoffbrand-Unfall zu erhalten. In der Tat filtert die Atmosphäre selbst an einem sonnigen Tag die Wellenlängen der Sonnenstrahlen unterhalb des vorgeschlagenen Schwellenwerts von 0,29 μm . Nachteilig ist, dass bei dieser Lösung auch fast 2/3 des UV-Bandes abgeschnitten werden, was die Genauigkeit des Detektors beeinträchtigt.
- Die Verwendung von zwei gleichzeitigen Zellen, die denselben Bereich überwachen. Eine der Zellen analysiert hauptsächlich das sichtbare Spektrum, in dem das Signal des Sonnenlichts im Vergleich zum Signal der Wasserstoffflamme überwiegt, während sich die andere auf den UV-Bereich konzentriert. Das UV-Signal der UV-Zelle wird nur dann berücksichtigt, wenn es von dem Signal der anderen Zelle abweicht.
- Auch das Flackerverhalten einer Flamme kann berücksichtigt werden. In diesem Fall würde der modulierte Teil des UV-Signals betrachtet werden. Diese Technik ist möglicherweise nicht mit der Notwendigkeit einer schnellen Reaktion vereinbar.



- Wenn bekannt ist, dass die Störsignale gering sind, kann ein positives Signal angenommen werden, wenn ein bestimmter Schwellenwert erreicht wird.

8.1.2 IR-Detektoren

Es wurde erwähnt, dass Nebel die UV-Übertragung auf die Sensorzelle behindern kann. IR-Detektoren sind für diese Probleme nicht empfindlich. Außerdem emittieren Wasserstoffflammen erhebliche IR-Strahlung, so dass sie für die Erkennung von Wasserstoffflammen verwendet werden können. Die größte Herausforderung besteht nach wie vor darin, die IR-Strahlung des Wasserstofffeuers von derjenigen der Sonne, anderer Lichtquellen oder heißer Materialien zu unterscheiden. IR-Quellen, die mit alternativen elektrischen Strömen betrieben werden, können aufgrund ihres eigenen modulierten 100-Hz-Signals gefiltert werden. Allerdings weisen weder heiße Körper noch Sonnenlicht ein moduliertes Signal auf, das aufgefangen und gefiltert werden kann.

Die Lösung besteht darin, sich auf die 1,7 μm -Wellenlänge zu konzentrieren, die einer Spitzenemission von Dampf entspricht.

8.1.3 Thermische Detektoren

Thermische Detektoren, z. B. Temperaturfühler, erfassen die Wärme der Flamme. Wärmemelder arbeiten als Temperaturanstiegsgeschwindigkeits- oder Überhitzungsgeräte, um Strahlungs-, Konvektions- oder Leitungswärme zu erfassen. Diese zuverlässigen Detektoren verschiedener Typen eignen sich zur Erkennung von Wasserstoffbränden, sofern sie in unmittelbarer Nähe des Brandherdes angebracht werden. Solche Melder müssen sich in unmittelbarer Nähe des Brandherdes befinden und sind nicht spezifisch für Wasserstoffflammen.

8.1.4 Bildgebende Systeme

Bildgebende Systeme sind hauptsächlich im thermischen IR-Bereich verfügbar und bieten keine kontinuierliche Überwachung mit Alarmfunktion. Ein geschulter Bediener ist erforderlich, um zu erkennen, ob es sich bei dem betrachteten Bild um eine Flamme handelt. UV-Bildgebungssysteme erfordern spezielle Optiken und sind sehr teuer.

Andere gängige Feuermelder, z. B. solche mit ionisierenden Zellen, sind nicht geeignet, um Wasserstoffbrände zu erkennen.

8.2 Eindämmung von Wasserstoffbränden

8.2.1 Kontrolle der Strömungsrichtung des Strahls

Die Richtung des Wasserstoffstrahls ist so auszurichten, dass er nicht auf Menschen oder Geräte trifft. So sollten z. B. Flansche (d. h. Bauteile, an denen Wasserstofflecks auftreten können) so positioniert und ausgerichtet werden, dass ein mögliches Leck keinen Dominoeffekt verursacht.



8.2.2 Abschirmung oder Barrieren

Der Hauptgedanke dabei ist, die Wärmeübertragung auf die potenziellen Ziele in der Nähe eines Wasserstoffstrahlfeuers zu verringern. Die Wirkung von Barrieren und Wänden wurde bereits früher in dieser Lektion erörtert. Flammenabschirmungen sind speziell dafür ausgelegt, den einfallenden Wärmestrahlungsfluss zu reduzieren, indem sie das direkte Auftreffen der Flammen auf Geräte, Strukturen und die Umgebung verhindern. Die Auswahl der Materialien, der Dicke, des Drucks und der thermischen Auswirkungen von Flammenschutzschilden ist sehr wichtig.

8.2.3 Verringerung der Flammenlänge

Die Ansätze zur Reduzierung der Flammenlänge sind:

- Minimierung der Rohrdurchmesser. Aus der Analyse der Strahlbrände geht hervor, dass die Flammenlänge und die Ausdehnung des Strahls vom Leckdurchmesser abhängig sind. Wenn die Rohrdurchmesser praktisch nicht verkleinert werden können, ist der Einbau von Drosseln in Betracht zu ziehen (siehe unten).
- Minimieren Sie den Druck, d.h. wenn ein System bei 0,2 bar gut funktioniert, dann liefern Sie Wasserstoff mit dem Mindestwert.
- Minimierung des Wasserstoffbestands im System.
- Barrierewände können als Minderungsmaßnahme eingesetzt werden.
- Vermeiden Sie die Positionierung von Lagern/Produkten/Potenzialleckstellen in der Nähe des Bodens oder einer Wand, da dies zu einer Strahlanhaftung und zur Verstärkung eines brennbaren Strahls oder eines Strahlbrands führen kann.

Verwendung von Durchflussbegrenzern:

Um die Flammenlänge und damit die Gefahrendistanz im Falle eines ungeplanten Wasserstoffaustritts (Brand) zu verringern, ist der Einsatz von Durchflussbegrenzern in Wasserstoffversorgungsleitungen erforderlich. Der Druck in der Zuleitung, der Rohrdurchmesser und die Drosselblende sollten den Massendurchfluss von Wasserstoff konstruktionsbedingt auf ein technisches Niveau begrenzen, das für das Funktionieren des Wasserstoffsystems erforderlich ist. Eine Minimierung des Rohrdurchmessers würde die Flammenlänge für einen möglichen Rohrleitungsdurchbruch an einer beliebigen Stelle des Hochdruckspeichers verringern.

Ein Durchflussbegrenzer befindet sich in der Regel unmittelbar stromabwärts des Hochdruckspeichers zur Rohrleitung [51]. Tabelle 7 zeigt die Auswirkung der Drossel auf die Flammenlänge aus dem Rohr unter der Annahme, dass sich die Drossel in einiger Entfernung vom Ausgang des gebrochenen Rohrs (Volldurchbruch) befindet. Die Flamme wäre sogar noch kürzer, wenn das Rohr unmittelbar nach der Drosselstelle bräche (in diesem Fall ist die



Verringerung der Flammenlänge proportional zur Verringerung des Durchmessers, d. h. zum Verhältnis von Rohr- und Drosseldurchmesser).

Die allgemeine Regel für die Auswahl des Durchflussbegrenzers lautet wie folgt:

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

Tabelle 7. Die Auswirkung eines Durchflussbegrenzers auf die Flammenlänge [51].

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

Thermisch aktivierte Druckentlastungsvorrichtungen (TPRDs):

Eine neue Generation von TPRDs oder Sicherheitsventilen kann ebenfalls eine sehr wirksame Maßnahme zur Reduzierung der Flammenlänge sein. An der Universität Ulster wird derzeit an der Verbesserung der bestehenden Konstruktion von TPRDs als Minderungs Vorrichtung gearbeitet. Innovative PRDs werden die Flammenlänge von Wasserstoffstrahlbränden von derzeit 10 m und mehr auf etwa 1 - 2 m verringern.

Kürzlich entwickelten Yamazaki und Tamura [52] eine einfache Methode zur Überprüfung der TPRD-Aktivierung an Unfallorten nach Bränden. Die Verifizierungstechnik basiert auf der



Messung der Wasserstoffkonzentration an der TPRD-Gasfreisetzungsoffnung unter Verwendung eines Wasserstoff-Densitometers. Es wurde festgestellt, dass mit Hilfe eines Wasserstoff-Densitometers mit Kontaktverbrennung Wasserstoffkonzentrationen von mehr als 3.000 ppm bei Tanks des Typs III etwa einen Monat lang und bei Zylindern des Typs IV etwa 24 Stunden lang kontinuierlich gemessen werden können, selbst unter den widrigen Testbedingungen eines Fahrzeugbrandunfalls [52].

8.2.4 Flammenrückschlag- und Flammensperren

Eine Flammenrückschlagsicherung ist eine Sicherheitseinrichtung, die den Gasfluss im Falle eines Flammenrückschlags unterbricht. Ein Flashback ist die Verbrennung eines Flammengemischs, die in einem Gasmanagementsystem auftreten kann. Diese kann durch die Leitung des Gasmanagementsystems zur Gasquelle zurückfließen, wenn keine Rückschlagsicherung vorhanden ist. Ein Flammenrückschlagsicherungssystem unterbricht den Gasfluss und löscht die Flamme, bevor sie die Gasquelle erreichen kann. Flammensperren sind Sicherheitsvorrichtungen, die den Durchfluss von brennbaren Gasen ermöglichen, aber eine Entzündung verhindern. Die Flammensperre verhindert das Übergreifen der Flamme auf einen anderen Bereich eines Geräts, indem sie eine Flammenfront abkühlt oder löscht oder eine Verbrennungswelle dämpft. Sie ist so konzipiert, dass sie die Wärme einer Flamme unter bestimmten Betriebs- und Strömungsbedingungen absorbiert und ableitet.

Eine Flammensperre oder Flammensperre ist eine Vorrichtung, die den Durchgang einer Flamme durch ein Rohr oder einen Kanal verhindern soll. Eine Flammensperre ist im Allgemeinen eine Anordnung von engen Durchlässen, durch die Gas oder Dampf strömen kann, die aber zu klein sind, um den Durchgang einer Flamme zu ermöglichen. Flammendurchschlagsicherungen werden im Allgemeinen als End- oder Inline-Sicherungen unterschieden [8].

Es gibt drei Arten von Ableitern [8]:

- Typ 1 - Ableiter mit mehreren kleinen Kanälen (planes Blech, gewelltes Band, Drahtgeflecht, Lochplatte, Lochblock, Sintermetall, parallele Platte, Drahtpaket, Schüttbett);
- Typ 2 - hydraulische Geräte;
- Typ 3 - Geschwindigkeitsflammensperren.

Die Funktionsweise von Flammendurchschlagsicherungen des Typs 1 wird im Allgemeinen im Hinblick auf den Mechanismus der Löschung und den Wärmeverlust behandelt. Wünschenswerte Eigenschaften einer Flammensperre sind eine große freie Querschnittsfläche, die für den Durchfluss zur Verfügung steht, ein geringer Durchflusswiderstand und die Freiheit von Verstopfungen; eine hohe Kapazität, die Wärme der Flamme zu absorbieren, und die Fähigkeit, mechanischen Stößen, einschließlich Explosionen, standzuhalten. Die Auslegung



der Flammendurchschlagsicherung hängt von den Verbrennungseigenschaften des brennbaren Gemisches sowie von der Funktion und der Anordnung der Sicherung ab [8].

Die Größe der Öffnung durch den Ableiter wird durch die Löschstrecke des brennbaren Gemisches bestimmt. Der Durchmesser der Öffnung eines Ableiters sollte um mindestens 50 % kleiner sein als der Löschdurchmesser. Die Leistung eines Ableiters wird durch die Temperatur beeinflusst. Die Löschstrecke nimmt mit steigender Temperatur zu. Sie ist ungefähr umgekehrt proportional zur Quadratwurzel der absoluten Temperatur. Hydraulische oder flüssigkeitsgedichtete Flammendurchschlagsicherungen enthalten eine Flüssigkeit, in der Regel Wasser, die dazu dient, den Gasstrom in Blasen aufzubrechen und so den Durchgang der Flamme zu verhindern [8].

Geschwindigkeitsflammensperren sind Absperrvorrichtungen, die in End-of-Line-Anwendungen eingesetzt werden. Ihre Funktion besteht darin, den Übergang einer Flamme von der stromabwärts gelegenen Seite zur stromaufwärts gelegenen Seite zu verhindern. Ihr Funktionsprinzip besteht darin, sicherzustellen, dass die Geschwindigkeit des durch die Absperrung strömenden Gases ausreichend hoch ist, um zu verhindern, dass sich eine Flamme von der stromabwärts gelegenen Seite durch die Absperrung ausbreitet [8].

8.2.5 Verwendung von Wärmedämmung

Der Hauptzweck der Wärmedämmung besteht darin, die Wärmeübertragung auf potenzielle Ziele, z. B. Wasserstofftanks, in der Nähe eines Wasserstoffstrahlfeuers zu verringern. Die Wärmedämmung wird erreicht, indem die Ausrüstung mit Materialien umgeben wird, die vorzugsweise die folgenden Hauptmerkmale aufweisen:

- Relativ geringe Wärmeleitfähigkeit,
- Nicht brennbar und mit der zusätzlichen Eigenschaft, keinen Rauch oder giftige Gase zu entwickeln, wenn sie erhöhten Temperaturen ausgesetzt werden,
- Produktzuverlässigkeit mit der Gewissheit gleichbleibender, einheitlicher Schutzeigenschaften,
- Verfügbarkeit in einer Form, die eine effiziente und einheitliche Anwendung ermöglicht,
- Ausreichende Haftfestigkeit und Haltbarkeit,
- Widerstandsfähigkeit gegen Verwitterung oder Erosion aufgrund von Witterungseinflüssen.

Brandschutzbeschichtungen (intumeszierende Materialien), die eine thermische Isolierung bieten, können Teil der Brandschutzstrategie für Behälter für komprimierten gasförmigen Wasserstoff sein [21].

8.3 Erlöschen von Wasserstoffbränden

Im Folgenden sind die Empfehlungen des US National Hydrogen and Fuel Cell Emergency Response Training, 2014, aufgeführt.

Die Einsatzkräfte sollten:

- Achten Sie auf austretendes Gas und auf Wärmewellen, die auf Wasserstoffflammen hinweisen würden;
- Wenn nur ein FC-Fahrzeug beteiligt ist, nähern Sie sich gemäß den Standardverfahren aus einem Winkel von 45° und aus einer Position bergab und gegen den Wind;
- wenn ein Wasserstoffbrand vorhanden ist:
 - die Wasserstoffzufuhr ausbrennen lassen, wenn dies gefahrlos möglich ist, und die angrenzenden Bereiche schützen; dann herantreten und löschen;
 - Wenn auch ein Kohlenwasserstoffbrand vorhanden ist, das Feuer mit einem geraden Wasserstrahl aus der Entfernung bekämpfen, aber vermeiden, den Wasserstrahl in die Entlüftungsleitung des Wasserstofftanks zu leiten, der als Druckentlastungsvorrichtung dient. Kontrollieren Sie die Ausbreitung des Feuers und kühlen Sie die betroffenen Stellen;
 - nicht brennenden Wasserstoff möglichst von Zündquellen wegleiten und ggf. mit Nebeldüsenströmen zerstreuen;
 - Sprühschaum auf Benzin- oder Diesellecks in der Nähe von FV-Fahrzeugen [53].

9. Berechnung der Flammenlänge eines unterexpandierten Düsenfeuers

Die thermischen Gefahren eines unterexpandierten Wasserstoffstrahls, der aus einem beschädigten Druckspeichersystem oder einer TPRD-Öffnung austritt, wurden von Cirrone et al. [54] an der Universität Ulster numerisch untersucht. Die Simulationsergebnisse wurden mit der Flammenlänge und dem Strahlungswärmestrom verglichen, die bei dem bei INERIS in Frankreich durchgeführten Experiment mit einem horizontalen Strahlfeuer gemessen wurden. Das Modell basiert auf den Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls, Energie und Spezies. Für die Turbulenzmodellierung wurde das realisierbare ϵ -k-Modell verwendet, da es die Ausbreitungsgeschwindigkeit von axialsymmetrischen Strahlen besser vorhersagen kann [55].

Die Freisetzung aus dem Hochdruck-Wasserstoffspeicher (930 bar) führt zu einem unterexpandierten Strahl. Der Bereich, in dem sich die Strömung auf Umgebungsdruck ausdehnt, ist durch das Vorhandensein von Stoßwellen und Überschallgeschwindigkeiten gekennzeichnet, was die Verwendung von inkompressiblen Codes verhindert und hoch

verfeinerte numerische Gitter erfordert. Daher wurde die Freisetzungsquelle mit dem fiktiven Düsenansatz von Ulster [1] modelliert. Das Modell basiert auf Massen- und Energieerhaltungsgleichungen, berücksichtigt das nicht-ideale Verhalten von Wasserstoff bei extrem hohem Druck durch die Abel-Noble-Zustandsgleichung und beschreibt den Expansionsprozess als isentropisch. Die Strömung ist durch gleichmäßige Schallgeschwindigkeit und Umgebungsdruck an der fiktiven Düse gekennzeichnet, was das Problem erheblich vereinfacht, da die Simulation von Schockstrukturen übersprungen werden kann und die Strahlströmung an der fiktiven Düse als vollständig expandiert betrachtet wird. Eine vollständige Beschreibung des Ansatzes und der verwendeten Gleichungen findet sich in Ref. [1].

Abbildung 39 zeigt einen Ausschnitt aus der Vertiefung und die Standorte von fünf Sensoren zur Messung des Strahlungswärmeflusses der Flamme. Die Radiometer befanden sich auf einer Linie, die mit der Strahlachse einen Winkel von 45° bildet. Die Flammenlänge wurde mit einer Videokamera gemessen, die in 5 m Entfernung von der Flamme angebracht war. Die Temperatur und der Druck im Tank wurden während der gesamten Dauer der Freisetzung aufgezeichnet.

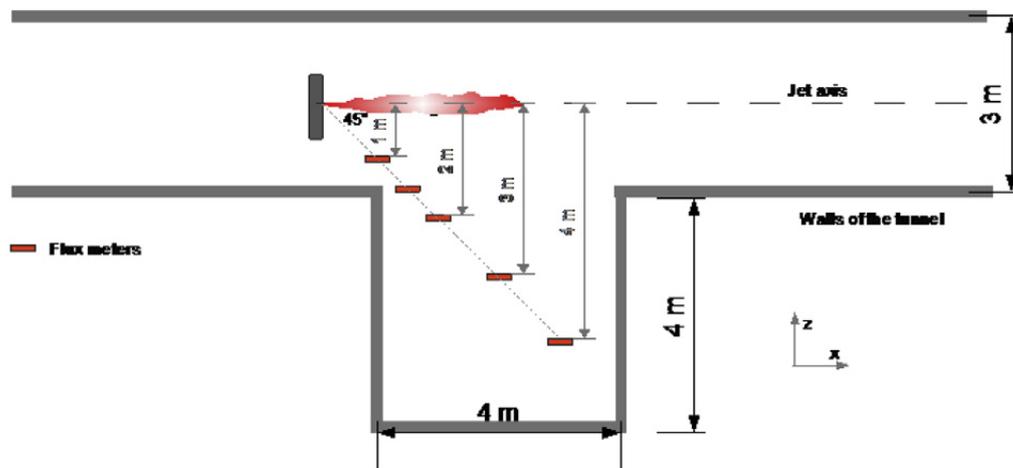


Abbildung 39. Details des Aussparungsbereichs und der Sensorposition [54].

Die simulierte Flammenlänge wurde als der Bereich der Flamme berechnet, der durch einen Temperaturbereich von 1300-1500 K gekennzeichnet ist, entsprechend den experimentellen Beobachtungen zur sichtbaren Flammenlänge in Ref. [56]. Die resultierende Flammenlänge ist in Abbildung 40 durch rote Balken dargestellt, wobei die Simulationen mit den experimentellen Messungen durch eine Videokamera verglichen werden. Die Flammenlänge wird für einen weiten Bereich des Druckabfalls im Tank gut wiedergegeben, während sie in der Endphase der Freisetzung ($p < 200$ bar) zu hoch vorhergesagt wird.

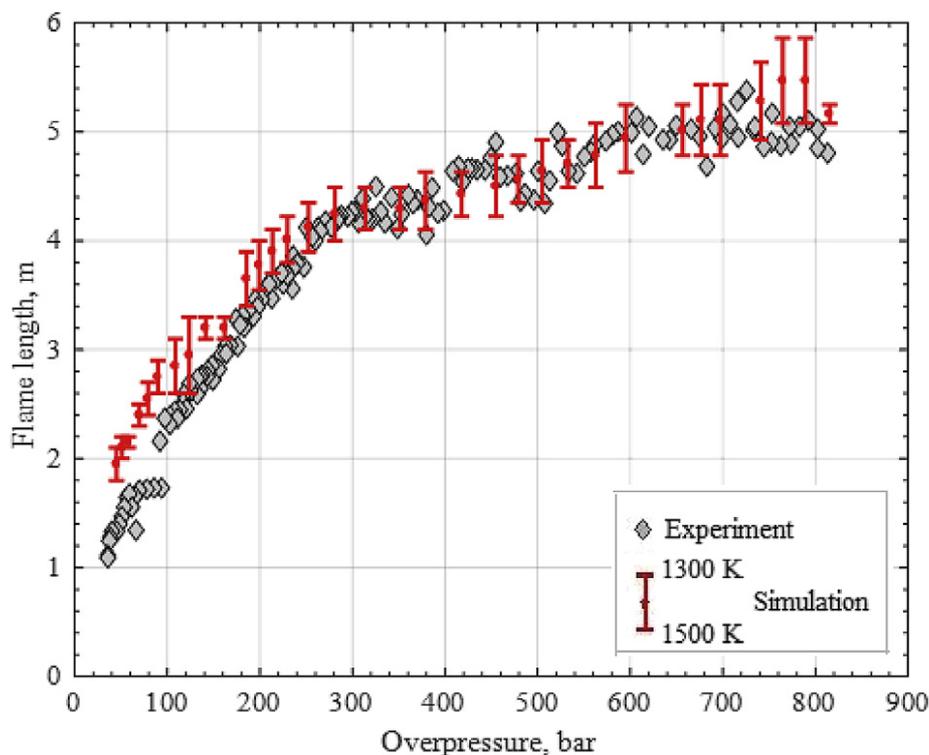


Abbildung 40. Durch Simulation und Experiment ermittelte Flammlängen [54].

Abbildung 41 zeigt den Vergleich zwischen den experimentellen Strahlungswärmeströmen (durchgezogene Linien) und den simulierten (gestrichelte Linien). Die Nummerierung der Sensoren gibt den Abstand von der Strahlachse an. Während der ersten 10 s und mit Ausnahme von Sensor 1 gibt die Simulation die Dynamik des experimentellen Strahlungswärmestroms falsch wieder, was zu einer erheblichen Unterschätzung führt. Die Ungleichheit kann sowohl auf physikalische als auch auf numerische Faktoren zurückgeführt werden.

- Zunächst einmal kann die plötzliche Freisetzung und Verbrennung des Hochdruckwasserstoffs die Bewegung und Mitnahme von Staub oder anderen Partikeln auf dem Boden der Galerie verursachen, was sich auf das Emissionsvolumen und die Strahlungsintensität auswirken würde.
- Zweitens ist die genaue Lage der Nische, in der die Sensoren angebracht sind, nicht bekannt. Die Position der Nischenwände in Bezug auf den Strahl wirkt sich auf die Exposition der Sensoren über die gesamte Flammlänge aus, was sich auf den erfassten Strahlungswärmestrom auswirkt, insbesondere bei den Sensoren 3 und 4.
- Darüber hinaus haben experimentelle Beobachtungen bei der Zündung von Hochdruckgasfreisetzungen eine kugelförmige Verbreiterung des Flammenkopfes während der ersten Phase der Freisetzung (0-400 ms) gezeigt. Diese Dynamik und Flammenstadien wurden in der Simulation nicht erkannt.

Trotz der Diskrepanzen bei den Strahlungswärmeströmen während der ersten Phase der Freisetzung (etwa 10 s) zeigte sich in der zweiten Phase eine bessere Übereinstimmung

zwischen den experimentellen und den simulierten Wärmestrahlungsströmen. Trotz der engen Übereinstimmung zwischen der experimentellen und der simulierten Flammenlänge hatte die Modellierung des Strahlungswärmestroms in der ersten Phase der Wasserstofffreisetzung ($t = 0-10$ s) eine zweifach eingeschränkte Vorhersagefähigkeit und in der späteren Phase ($t = 10-35$ s) eine recht gute Übereinstimmung. Dies könnte darauf hindeuten, dass die experimentelle Strahlung durch einige physikalische Prozesse beeinflusst wurde, die im CFD-Modell nicht berücksichtigt wurden, z. B. Mitreißen in der Stichflamme und Abstrahlung von Staub. Die erste Phase der Freisetzung erweist sich jedoch als die gefährlichste, da sie durch die höchste Wärmestrahlung und Flammenlänge gekennzeichnet ist. Es ist daher von größter Bedeutung, weitere numerische Untersuchungen durchzuführen, um eine bessere Reproduktion des Experiments zu erreichen.

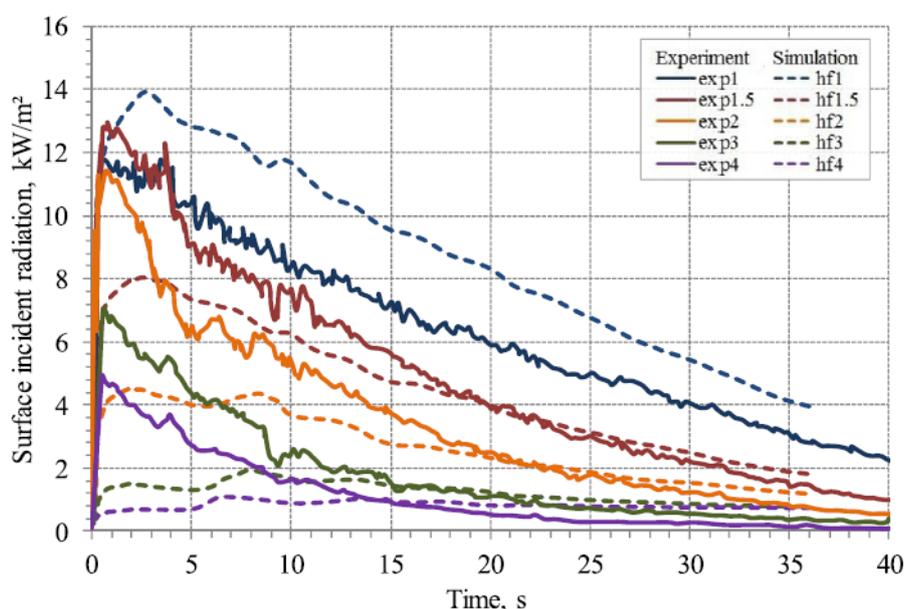


Abbildung 41. Durch Simulation und Experiment ermittelte Strahlungswärmeströme [54].

10. Einschlägige e-Labor-Tools

10.1 Berechnung der Flammenlänge

Das Modell verwendet eine von Molkov & Saffers [25] beschriebene dimensionslose Flammenlängenkorrelation für laminare und turbulente Flammen, auftriebs- und impuls-gesteuerte Brände, ausgedehnte (Unterschall- und Schall-) und unterexpandierte (Schall- und Überschall-) Strahlbrände und deckt damit das gesamte Spektrum der mit Wasserstoff reagierenden Lecks ab. Die Theorie wurde in Abschnitt 3.3.2 ausführlich dargestellt. Die dimensionslose Flammenlänge L_F/D , hängt nur von den Parametern am Düsenaustritt und von der Dichte der Umgebungsluft ab. Diese Parameter sind die Dichte, ρ_N , und die Geschwindigkeit, U_N , am Düsenaustritt. Dichte und Geschwindigkeit können als bzw



$\rho_N/\rho_S \cdot U_N/C_N$ normiert werden. Unter der Annahme, dass der kinetische Energiefluss am Düsenaustritt ein konservierter Skalar des Prozesses ist, wird eine Beziehung zwischen der Dichte und der Geschwindigkeit in der Dimensionsgruppe als $(\rho_N/\rho_S) \cdot (U_N/C_N)^3$, wie in Gleichung (6) gezeigt, eingeführt. Diese dimensionslose Wasserstoffflammenlängenkorrelation ist in Abbildung 12 dargestellt.

Aus dieser Korrelation lässt sich schließen:

- Bei Unterschallströmungen (mit $M < 1$) hängt die dimensionslose Flammenlänge nur von der Machzahl der Düse ab, da das Dichteverhältnis ρ_N/ρ_S für expandierte Strahlen praktisch konstant ist.
- Bei gedrosselten Strömungen (mit $M = 1$) hängt die dimensionslose Flammenlänge nur von der Wasserstoffdichte im Düsenausgang ab, ρ_N . Die Dichte nimmt mit steigendem Speicherdruck und sinkender Temperatur zu.

Die dimensionslose Korrelation wird innerhalb der folgenden Grenzen validiert:

- Im Bereich der Wasserstoffspeicherdrücke von nahezu atmosphärisch bis zu 900 bar,
- Bei Temperaturen bis zu 80 K, und
- Im Bereich der Düsendurchmesser von 0,4 bis 51,7 mm.

Die in Abbildung 12 dargestellten Wasserstoffströmungsparameter wurden entweder direkt aus Experimenten entnommen (dimensionslose Flammenlänge, L_F/D) oder mit Hilfe der Theorie des unterexpandierten Strahls (Dichte, Strömungsgeschwindigkeit und Schallgeschwindigkeit am Düsenausgang) nach Molkov et al. berechnet [57]. Einzelheiten zu den verwendeten experimentellen Daten sind in Molkov und Saffers [58] beschrieben.

Bei Verwendung des Tools von e-Laboratory zur Berechnung der Flammenlänge (<https://elab-prod.iket.kit.edu/>) sollte das Tool - *Flammenlängenkorrelation und drei Gefahrenabstände für Strahlbrände* - ausgewählt werden. Wie in Abbildung 42 dargestellt, umfassen die Eingabeparameter den Wasserstoffdruck im Reservoir p_1 , die Wasserstofftemperatur im Reservoir T_1 , den Öffnungsdurchmesser d_3 , den Umgebungsdruck $p_{abzw.}$ die Umgebungstemperatur $T_{.atm}$



Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

H2 pressure in reservoir

p_1 20000000 Pa

H2 temperature in reservoir

T_1 293 K

Orifice diameter

d_3 0.003 m

Ambient pressure

p_4 101325 Pa

Ambient temperature

T_{atm} 293 K

Abbildung 42 Eingabeparameter des Tools der Flammenlängenkorrelation und drei Gefährdungsabstände für Düsenbrände

Nach der Berechnung erhält man die Flammenlänge und drei verschiedene Gefahrenabstände. Ein Beispiel für die Ausgabeparameter ist in Abbildung 43 dargestellt.

Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

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

Abbildung 43 Ausgabeparameter des Tools der Flammenlängenkorrelation und der drei Gefahrenabstände für Düsenbrände.

Die berechneten Flammenlängen als Funktion des TPRD-Durchmessers in einigen typischen Fällen sind in Tabelle 8 dargestellt.

Tabelle 8 Berechnete Flammenlänge vs. TPRD-Durchmesser in typischen Fällen

Speicherdruck (bar)	Durchmesser der Öffnung (mm)	Tanktemperatur (°C)	Länge der Flamme (m)
350	1.0	20	2.6
700	1.0	20	3.3

350	1.0	50	2.5
700	1.0	50	3.2
350	3.0	20	7.8
700	3.0	20	9.9
350	3.0	50	7.5
700	3.0	50	9.6
350	1.0	100	3.1
700	3.0	100	9.2

10.2 Expandierter und unterexpandierter Strahl

Die Theorie des unterexpandierten und des expandierten Strahls wurde in Lektion 7 - Ungezündete Wasserstofffreisetzungen im Freien und ihre Eindämmung dargestellt. Grundsätzlich bestimmt das kritische Druckverhältnis am Leck, p^* , ob die Strömung Unterschall oder Schall / Überschall ist.

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

Daher liegt das kritische Druckverhältnis für den Übergang zur Schallströmung für Wasserstoff bei $1,9$. Wenn $p^* < 1,9$ ist, ist die Strömung unterschallig und expandiert, solange $p^* > 1,9$ ist, bleibt die Austrittsgeschwindigkeit lokal schallig und der Strahl ist unterexpandiert. Der Austrittsdruck steigt über den Umgebungsdruck an, so dass die Expansion bis zum Umgebungsdruck p_{atm} außerhalb der eigentlichen Düse an einer Stelle hinter der Mach-Scheibe, dem effektiven Düsendurchmesser, stattfindet.

Daher müssen unterschiedliche Gleichungssätze gelöst werden, je nachdem, ob die Strömung expandiert oder unterexpandiert ist; der Gleichungssatz für einen unterexpandierten Strahl ist ausführlich in Ref. [1].

Bei Verwendung des Tools von e-Laboratory zur Berechnung des expandierten und unterexpandierten Strahls sollte das Tool - *Ähnlichkeitsgesetz für den Konzentrationsabfall in expandierten und unterexpandierten Wasserstoffstrahlen und Gefahrenabständen für nicht gezündete Strahlen* - ausgewählt werden. Die Eingabeparameter sind die gleichen wie in Abbildung 42. Nach der Berechnung erhält man den axialen Abstand von der Düse in Bezug auf verschiedene Wasserstoffkonzentrationen. Ein Beispiel für die Ausgabeparameter ist in Abbildung 44 dargestellt.

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

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

Abbildung 44: Ausgabeparameter des Ähnlichkeitsgesetzes für den Konzentrationsabfall in mit Wasserstoff expandierten und unterexpandierten Strahlen und für die Gefahrenabstände bei nicht gezündeten Strahlen.

10.3 Berechnung der Gefahrendistanz

Nach der Freisetzung können die Strahlen in drei Typen unterteilt werden: vollständig impulsdominiert, übergangsweise und vollständig auftriebsdominiert, was in Lektion 7 - Ungezündete Wasserstofffreisetzungen im Freien und ihre Abschwächung - ausführlich beschrieben wurde. Vollständig impulsdominierte Strahlen werden vom Auftrieb nicht beeinflusst, während vollständig auftriebsdominierte Strahlen schnell von der horizontalen in die vertikale Strömungsrichtung umgelenkt werden. Übergangsstrahlen sind zunächst in der Nähe der Düse impulsdominiert und werden dann weiter stromabwärts mit abnehmender Geschwindigkeit und zunehmendem Strahldurchmesser auftriebsdominiert. Bei der Betrachtung der Wasserstoffsicherheitstechnik ist es wichtig zu wissen, wann dieser Übergang stattfindet, da er direkte Auswirkungen auf den erforderlichen Trennungsabstand zur Aufrechterhaltung der Sicherheit hat.

Anhand der durchgeführten Flammenlängenberechnungen kann der erforderliche Gefahrenabstand bei impulsdominierten geraden Flammen für jedes der unten aufgeführten Kriterien berechnet werden.

Sogenannte "Schadenskriterien" für Menschen können in Form von Verletzung oder Tod ausgedrückt werden [59].

Diese Kriterien können wie folgt formuliert werden:

- Keine Schadensgrenze, 70 °C: $x = 3.5 \times L_F$
- Schmerzgrenze für 5-minütige Exposition, 115°C: $x = 3.0 \times L_F$
- Verbrennungen dritten Grades (20 s), 309 °C: $x = 2.0 \times L_F$



Es ist zu beachten, dass die Autoren die "Schadenskriterien" von LaChance [59] als Grundlage für die Berechnung des Trennungsabstands nur zu Demonstrationszwecken gewählt haben. Ein allgemein akzeptierter Standard für diese Berechnung wurde noch nicht auf nationaler, europäischer oder internationaler Ebene vereinbart.

Bei der Verwendung des e-Laboratory-Tools zur Berechnung von drei Gefahrenabständen für Strahlenbrände sollte das Tool - *Flammenlängenkorrelation und drei Gefahrenabstände für Strahlenbrände* - ausgewählt werden. Die Eingabeparameter sind die gleichen wie in Abbildung 42. Nach der Berechnung erhält man die Flammenlänge und die drei Gefahrenabstände (kein Schaden, Schmerzgrenze und Verbrennungen dritten Grades). Ein Beispiel für die Ausgabeparameter ist in Abbildung 45 dargestellt.

Flame length correlation and three hazard distances for jet fires

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

Abbildung 45 Ausgabeparameter des Tools der Flammenlängenkorrelation und der drei Gefahrenabstände für Düsenbrände.

Danksagung

Das HyResponse-Projekt wird anerkannt, da die hier vorgestellten Materialien auf der Grundlage der ursprünglichen HyResponse-Lektionen erweitert wurden.

Referenzen

1. Molkov, V (2012). Fundamentals of hydrogen safety engineering, Part I and Part II. Available from: www.bookboon.com, free download e-book.
2. Cheng, TS, Chiou, CR (1998). Experimental investigation of the characteristics of turbulent hydrogen jet flames. Combustion Science and Technology. Col. 136, p. 81-84.
3. Dorofeev, SB (2009). Evaluation of hydrogen explosion hazards: phenomenology and potential flame acceleration and DDT. 4th European Summer School on Hydrogen Safety.
4. Birch, AD, Brown, MG, Dodson, MG, Swaffield, F (1984). The structure and concentration decay of high pressure jets of natural gas. Combustion Science and Technology. Vol. 36, p. 249-261.



5. NFPA®52. Vehicular Natural Gas Fuel Systems Code, 2019 Edition.
6. LaChance, J, Tchouvelev, A and Engebo, A (2011). Development of uniform harm criteria for use in quantitative risk analysis of the hydrogen infrastructure. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 36 p. 2381-2388.
7. Saffers, JB (2010). Principles of hydrogen safety engineering. PhD thesis. University of Ulster.
8. BRHS, Biannual Report on Hydrogen Safety (2007). Network of Excellence HySAFE. Available from: <http://www.hysafe.org/BRHS> [accessed on 25.11.20].
9. Kanury, AM (1975). Introduction to combustion phenomena: (for fire, incineration, pollution and energy applications). New York; London: Gordon and Breach.
10. Teodorczyk, A (2006). Fast deflagration, deflagration to detonation transition (DDT) and direct detonation of hydrogen-air mixtures. Teaching Materials of European Summer School on Hydrogen Safety, 2006.
11. Kalghatgi, GT (1981). Blow-out stability of gaseous jet diffusion flames. Part I: in still air. *Combustion Science and Technology*. Vol. 26(5), pp. 233-239.
12. Matta, LM, Neumeier, Y, Lemon, B and Zinn, BT (2002). Characteristics of microscale diffusion flames. *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 29, pp. 933-938.
13. Cheng, TS, Chen, CP, Chen, CS, Li, YH, Wu, CY and Chao, YC (2006). Characteristics of microjet methane diffusion flames. *Combustion Theory and Modelling*, 10, pp. 861-881.
14. Butler, MS, Moran, CW, Suderland, PB and Axelbaum, RL (2009). Limits for hydrogen leaks that can support stable flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 34. pp. 5174-5182.
15. Sunderland, PB (2010). Hydrogen microflame hazards, Proceedings of the 8th International Short Course and Advanced Research Workshop in the series "Progress in Hydrogen Safety", Hydrogen and Fuel Cell Early Market Applications, 11 - 15 October 2010, University of Ulster, Belfast.
16. Hawthorne, WR, Weddell, DS and Hottel HC (1949). Mixing and combustion in turbulent gas jets, Third International Symposium on Combustion, Flame and Explosion Phenomena, pp. 266-288, Baltimore, USA.
17. Hottel, HC and Hawthorne, WR (1949). Diffusion in laminar flame jets. *Proceedings of the Combustion Institute*. Vol. 3, pp. 254-266.
18. Brennan, S, Makarov, D and Molkov, V (2009). LES of high pressure hydrogen jet fire. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*. Vol. 22 (3), pp.353-359.



19. Baev, VK and Yasakov, VA (1974). Effect of lifting forces on the length of diffusion flames. *Combustion, Explosion and Shock Waves*. Vol. 10, pp. 752-758.
20. Shevyakov, GG and Komov, VF (1977). Effect of non-combustible admixtures on length of an axisymmetric on-port turbulent diffusion flame. *Combustion, Explosion and Shock Waves*. Vol. 13, pp. 563-566.
21. HyFacts Project. Chapter F. Hydrogen fires. Available from: <https://www.h2euro.org/hyfacts/2014/06/26/training-material/> [accessed on 25.11.20].
22. Kalghatgi, GT (1984). Lift-off heights and visible lengths of vertical turbulent jet diffusion flames in still air. *Combustion Science and Technology*. Vol. 41, pp. 17-29.
23. Schefer, RW, Houf, WG, Bourne, B and Colton, J (2006). Spatial and radiative properties of an open-flame hydrogen plume. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 31, pp. 1332-1340.
24. Schefer, RW, Houf, WG, Williams, TC, Bourne, B and Colton, J (2007). Characterization of high pressure, underexpanded hydrogen-jet flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 32, pp. 2081-2093.
25. Molkov, V and Saffers, J-B (2013). Hydrogen jet flames. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 38, pp. 8141-8158.
26. Proust, C, Jamois, D and Studer, E (2009). High pressure hydrogen fires. *Proceedings of the Third International Conference on Hydrogen Safety*. 16-18 September 2009, Ajaccio, France, paper 214.
27. LaChance, J, Tchouvelev, A and Engebo, A (2011). Development of uniform harm criteria for use in quantitative risk analysis of the hydrogen infrastructure. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 36 pp. 2381-2388.
28. EIGA, European Industrial Gases Association (2007). Determination of safety distances. IGC Doc 75/07/E.
29. BSI British Standards Institution (2004). Published Document PD 7974-6:2004. The application of fire safety engineering principles to fire safety design of buildings - Part 6: Human factors: Life safety strategies - Occupants evacuation, behaviour and condition (Sub-system 6).
30. DNV Technica (2001). Human resistance against thermal effects, explosion effects, toxic effects and obscuration of vision. DNV Technica, Scandpower A/S, Det Norske Veritas, Oslo, Norway.
31. BSI British Standards Institution (1997). British Standard 7899:1997. Code of practice for assessment of hazard to life and health from fire. Guidance on methods for the



quantification of hazards to life and health and estimation of time to incapacitation and death in fires.

32. Barlow, RS and Carter, CD (1996.) Relationships among Nitric Oxide, Temperature, and Mixture Fraction in Hydrogen Jet Flames. *Combustion and Flame*. Vol. 104, pp. 288-299.
33. Imamura, T, Hamada, S, Mogi, T, Wada, Y, Horiguchi, S, Miyake, A and Ogawa, T (2008). Experimental investigation on the thermal properties of hydrogen jet flame and hot currents in the downstream region. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 33, pp. 3426-3435.
34. Royle, M and Willoughby, DB (2009). Consequences of catastrophic releases of ignited and unignited hydrogen jet releases. 3rd International Conference on Hydrogen Safety, Ajaccio, France.
35. Mogi, T and Horiguchi, S (2009). Experimental study on the hazards of high-pressure hydrogen jet diffusion flames. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*. Vol. 22, pp. 45-51.
36. Makarov, D and Molkov, V. (2013). Plane hydrogen jets. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 38 (19), pp. 8068–8083.
37. Shevyakov, GG and Savelieva, NI (2004). Dispersion and combustion of hydrogen jet in the open atmosphere. *International Scientific Journal for Alternative Energy and Ecology*. Vol. 1(9), pp. 23-27 (in Russian).
38. HYPER (2008) FP6 STREP project “Installation Permitting Guidance for Hydrogen and Fuel Cells Stationary Applications”. *Deliverable 4.3 Releases, Fires and Explosions*. WP4 Final Report.
39. Houf, WG and Schefer, RW (2007). Predicting radiative heat fluxes and flammability envelopes from unintended releases of hydrogen. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 32, pp. 136-151.
40. Molina, A, Schefer, RW and Houf, WG (2007). Radiative fraction and optical thickness in large-scale hydrogen-jet fires. *Proceedings of the Combustion Institute*. Vol. 31, pp. 2565-2572.
41. Case for safety. Relative frequency of failure modes. Available from: http://h2safe.net/case_safety.html [accessed on 25.11.20].
42. Zalosh, R (2007). Blast waves and fireballs generated by hydrogen fuel tank rupture during fire exposure. *Proceedings on the 5th Seminar on Fire and Explosion Hazard*, Edinburgh, UK, 23-27 April 2007, pp. 2154-2161.
43. Fire statistics, Great Britain, 2011-2012. Department of Communities and Local Government.



44. Gambone, LR and Wong, JY (2007). Fire protection strategy for compressed hydrogen-powered vehicles. 2nd International Conference on Hydrogen Safety, San Sebastian, Spain, 11-13 September, 2007.
45. Swain, MR (2001). Fuel leak simulation. Proceedings of the 2001 DOE Hydrogen Program Review. Available from: <https://www1.eere.energy.gov/hydrogenandfuelcells/pdfs/30535be.pdf> [Accessed 25.11.20].
46. Tamura, Y, Takabayashi, M, Takeuchi, M and Mitsuishi, H (2011). The spread of fire from adjoining vehicles to a hydrogen fuel cell vehicle. In: Proceedings of the Fourth International Conference on Hydrogen Safety, 12-14 September 2011, San Francisco, USA.
47. Stephenson, RR (2005) Fire safety of hydrogen-fuelled vehicles: system-level bonfire test. Proceedings of the 1st International Conference on Hydrogen Safety, Pisa, Italy, 2005. Available from: <http://conference.ing.unipi.it/ichs2005>. [Accessed 25.11.20].
48. Watanabe, S, Tamura, Y, Suzuki, J (2007). The new facility for hydrogen and fuel cell vehicle safety evaluation. International Journal of Hydrogen Energy. Vol. 32 (13), pp. 2154-2161.
49. Li, Z, Makarov, D, Keenan, J, Molkov, V (2015). CFD study of the unignited and ignited hydrogen releases from TPRD under a fuel cell car. 6th International Conference on Hydrogen Safety, 19-21 October 2015, Yokohama, Japan.
50. NFPA 1971, Standard on Protective Ensembles for Structural Fire Fighting and Proximity Fire Fighting, 2007 Edition. National Fire Prevention Association, 2007, Boston, Massachusetts.
51. HyIndoor Deliverable D4.2 – First intermediate report on analytical, numerical and experimental studies (2014).
52. Yamazaki, K and Tamura, Y (2015). Study of a Post-fire Verification Method for the Activation Status of Hydrogen Cylinder Pressure Relief Devices. 6th International Conference on Hydrogen Safety, 19-21 October 2015, Yokohama, Japan.
53. US DoE, US Department of Energy (2008). Hydrogen safety training for first responders. Available from: <http://hydrogen.pnl.gov/FirstResponders/> [accessed on 25.11.20].
54. Cirrone DMC, Makarov D, Molkov V. Simulation of thermal hazards from hydrogen under-expanded jet fire. Int J Hydrogen Energy 2019,44:8886-8892.
55. ANSYS Fluent. Theory guide. 2016.



56. Schefer R, Houf B, Bourne B, Colton J. Experimental measurements to characterize the thermal and radiation properties of an open-flame hydrogen plume. In: Proceedings of the 15th annual hydrogen conference and hydrogen expo; 2004.
57. Molkov, V., Makarov, D. and Bragin, M., 'Physics and modeling of under-expanded jets and hydrogen dispersion in atmosphere', in Proceedings of the 24th International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter, 1st - 6th March, 2009, Elbrus, Russia, 2009, p. 146.
58. Molkov, V. and Saffers, J.-B., 'The correlation for non-premixed hydrogen jet flame length in still air', in 10th International Symposium on Fire Safety Science, June 19, 2011 - June 24, 2011, 2011, pp. 933–943.
59. LaChance, J.L., 'Progress in risk assessment methodologies for emerging hydrogen applications', presented at the Sixth International Short Course and Advanced Research Workshop 'Progress in Hydrogen Safety - Regulations, Codes and Standards' 25th - 29th January, 2010, Belfast, Northern Ireland, 2010.
60. Wang H., Duncan I.J. Likelihood, causes, and consequences of focused leakage and rupture of U.S. natural transmission pipelines. J. Loss Prevent. Proc. 2014, 30: 177-187.
61. U.S. Department of Transportation. Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration. (2010). <https://primis.phmsa.dot.gov/comm/publications/PIPA/PIPA-PipelineRiskReport-Final-20101021.pdf>
62. Lowesmith B.J., Hankinson G. Large scale high pressure jet fires involving natural gas and natural gas/hydrogen mixtures. Process Saf. Environ. 2012, 90: 108-120.
63. EGIG, Gas pipeline incidents 8th Report of the European Gas Pipeline Incident Data Group, EGIG 14.R.0403 (2011).
64. Casal J., Gomez-Mares M., Munoz M., Palacios A. Jet fires: a "minor" fire hazard? Chem. Eng. Trans. 2012, 26: 13-20.
65. Houf W., Schefer R. Predicting radiative heat fluxes and flammability envelopes from unintended releases of hydrogen. Int. J. Hydrogen Energy, 2007, 32: 136-151.
66. Lin CL, Chien CF. Systems thinking in a gas explosion accident e lessons learned from Taiwan. J Loss Prev Process Ind 2019, 62:103987.
67. EIGA. Determination of safety distances (IGC Doc 75/07/E). 2007. <https://www.eiga.eu/publications/eiga-documents/doc-7507-determination-of-safety-distances/> [Accessed 12.02.2020].
68. Gomez-Mares M., Zarate L., Casal J. Jet fires and the domino effect. Fire Saf J. 2008, 43: 583-588.



69. Cirrone DMC, Makarov D, Molkov V. Simulation of thermal hazards from hydrogen under-expanded jet fire. *Int J Hydrogen Energy* 2019, 44: 8886-8892.
70. Wang Z, Shui K, You F, Dederichs AS, Markert F, Jiang J, Zhang Y, Li D, Fu Z, Xu J, He L, Huangfu W. Prediction of the failure probability of the overhead power line exposed to large-scale jet fires induced by high-pressure gas leakage. *Int J Hydrogen Energy* 2021, 46: 2413-2431.
71. Coccorullo I, Russo P. Jet fire consequence modeling for high-pressure gas pipelines, International conference of computational methods in sciences and engineering 2016 (iccmse 2016).
72. Molkov VV, Cirrone DMC, Shentsov VV, Dery W, Kim W, Makarov DV. Dynamics of blast wave and fireball after hydrogen tank rupture in a fire in the open atmosphere. *Int J Hydrogen Energy*, 2021, 46: 4644-4665.