



Europäisches Train-the-Trainer-Programm für Responder

Lektion 10

Umgang mit Wasserstoffexplosionen

STUFE IV

Experte

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

Dieses Thema wird auch auf den Stufen I und III angeboten.

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 "Horizon 2020" der Europäischen Union sowie durch das Vereinigte Königreich, Frankreich, Österreich, Belgien, Spanien, Deutschland, Italien, die Tschechische Republik, die Schweiz und Norwegen unterstützt.

Zusammenfassung

In dieser Lektion werden die wichtigsten Merkmale von "chemischen" Explosionen, d. h. Deflagrationen und Detonationen, und von "physikalischen Explosionen", d. h. Tankbrüchen, behandelt. Es werden Überdrücke, Temperaturen, Flammenausbreitungsgeschwindigkeiten usw. von Deflagrationen und Detonationen behandelt. Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in offener Atmosphäre, in einem geschlossenen Behälter und in einem Tunnel werden ausführlich behandelt. Die DDT (Übergang von der Deflagration zur Detonation) und die Anlaufstrecke bis zur DDT werden ebenfalls behandelt. Die Hauptaspekte von entlüfteten Deflagrationen werden in diesem Vortrag erörtert. Detonationen, als das Worst-Case-Szenario, werden angesprochen. Mögliche Präventions- und Minderungsmaßnahmen für Deflagrationen, DDT und Detonationen werden skizziert. Die Bewertung der Auswirkungen von Druckwellen auf Menschen und Bauwerke wird mit Hilfe von Nomogrammen durchgeführt.

Schlüsselwörter

Deflagrationen, Detonation, Übergang von Deflagration zu Detonation, Druckwellen, Detonationsgrenzen, Größe der Detonationszelle, Detonationsbereich

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. Nützliche Terminologie.....	7
4. Gasexplosion	8
5. Allgemeine Merkmale von Deflagrationen und Detonationen.....	9
6. Verpuffungen und Druckwellen.....	10
6.1 Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in der offenen Atmosphäre	11
6.2 Deflagrationen in einem geschlossenen Gefäß	15
6.3 Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in einem Tunnel.....	20
6.4 Entlüftete Deflagrationen	27
6.5 Örtliche Wasserstoff-Luft-Deflagrationen	33
6.5.1 Deflagration in einem geschlossenen Gefäß.....	33
6.5.2 Belüftete Deflagration.....	34
7. Detonationen und Druckwellen	37
7.1 Übergang von Verpuffung zu Detonation.....	37
7.2 Die Anlaufstrecke zur DDT	39
7.3 Detonationsgrenzen und Faktoren, die den Detonationsbereich beeinflussen.....	39
7.4 Größe der Detonationszelle und Struktur der Detonationsfront.....	42
7.5 Kritischer Rohrdurchmesser für das Einsetzen der Detonation	45
7.6 Direkte Auslösung von Detonationen	45
7.7 Detonation eines 30%igen Wasserstoff-Luft-Gemisches	47
8. Die Auswirkungen von Druckwellen auf Menschen und Gebäude	49
8.1 Bruch eines freistehenden Tanks bei einem Brand.....	50
8.2 Bruch eines unter dem Fahrzeug befindlichen Tanks bei einem Brand.....	57
9. Wirkung von Splittern und Trümmern	61
10. Mögliche Maßnahmen zur Eindämmung von Explosionen	62
10.1 Abschwächung von DDT	63
10.2 Vermeidung von DDT für eine Brennstoffzelle.....	63

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Danksagung	64
Referenzen	64

1. Zielgruppe

Die in dieser Lektion enthaltenen Informationen richten sich an die Ebene der Experten und darüber hinaus. Diese Lektion ist auch für die Stufen I: Feuerwehrmann/frau.

Die Rollenbeschreibung, das Kompetenzniveau und die Lernerwartungen, die auf der Ebene der Experten vorausgesetzt werden, 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 Störungen 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 Einsatzbereich 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 Einsatzsituationen mit unvorhersehbaren Veränderungen; Überprüfung und Weiterentwicklung der eigenen Leistung und der Leistung anderer.

2. Einleitung und Ziele

Die Wasserstoffwirtschaft ist ein Teil unseres Alltags geworden. Mit Wasserstoff betriebene Fahrzeuge sind bereits auf unseren Straßen unterwegs. Mögliche Wasserstoffexplosionen können einen hohen Überdruck erzeugen und somit eine Gefahr für Leben und Eigentum darstellen. Die Sicherheit von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen und der zugehörigen Infrastruktur, einschließlich Garagen, Wartungswerkstätten, Parkplätzen und Tunneln, ist ein Bereich, der Anlass zur Sorge gibt.

In früheren Lektionen haben wir bereits die spezifischen Eigenschaften und Gefahren der verschiedenen Arten von FCH-Anwendungen erörtert. In dieser Lektion geht es um Explosionen, die durch eine chemische Reaktion (d. h. durch Verbrennung) ausgelöst werden, und um "physikalische Explosionen" (d. h. ohne Verbrennung). Es gibt zwei Arten von "Verbrennungsexplosionen", d. h. Verpuffungen und Detonationen. Es gibt noch weitere Arten

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

von "Explosionen", z. B. "physikalische Explosionen" von Behältern durch Überdruck über dem festgelegten Grenzwert aufgrund von Überfüllung (Behälterverschleppung), als Folge einer Durchlaufreaktion usw. Das Wort "Explosion" ist eher ein Jargon und wir werden es in dieser Lektionen, wo immer möglich, vermeiden. Manchmal kann die Verwendung des Begriffs "Explosion" zu Missverständnissen führen. So wird beispielsweise in einigen Normen fälschlicherweise eine so genannte "Explosionsgrenze" [1] eingeführt. Dies geschieht trotz der Tatsache, dass zwischen der für Deflagrationen relevanten "Entflammbarkeitsgrenze" und der "Detonationsgrenze" ein erheblicher Unterschied bestehen kann [1]. In dieser Lektion werden den Einsatzkräften die mit Deflagrationen und Detonationen verbundenen Phänomene mit ihren Hauptmerkmalen und Folgen sowie mögliche Präventions- und Entschärfungsmaßnahmen vorgestellt [1]. Die kosteneffektivste und am weitesten verbreitete Entschärfungstechnik, die entlüftete Deflagration, wird im Detail besprochen.

Am Ende dieser Lektion wird eine Einsatzkraft in der Lage sein:

- Kennt den Unterschied zwischen Deflagrationen und Detonationen,
- Kann die schwerwiegenden Folgen von Verpuffungen und Detonationen erkennen,
- Kann die wichtigsten Merkmale von Deflagrationen und Detonationen nennen,
- Kennt den Unterschied zwischen Verpuffungen im Freien und in geschlossenen Räumen,
- Kann das Phänomen des Übergangs von der Verpuffung zur Detonation (DDT) erklären,
- Kann die Auswirkungen von Druckwellen, die durch den Bruch eines Lagertanks (bei einem Brand) auf Menschen und Gebäudestrukturen verursacht werden, mit Hilfe von Nomogrammen bewerten,
- Kann die Deflagration mit Entlüftung als eine der wichtigsten Techniken zur Schadensbegrenzung erläutern,
- Kennt die Auswirkungen von Raketen und Trümmern von Explosionen,
- Kennt die wichtigsten Vorbeugungsmaßnahmen und kann mögliche Abhilfemaßnahmen für Explosionsereignisse vorschlagen.

3. Nützliche Terminologie

Die *Zellengröße* ist der Parameter, der die Detonationsempfindlichkeit eines Wasserstoff-Luft-Gemisches charakterisiert [2].

Deflagration ist das Phänomen der Ausbreitung der Verbrennungszone mit einer Geschwindigkeit unterhalb der Schallgeschwindigkeit (Unterschall) in ein frisches, unverbranntes Gemisch [1].

Unter *Detonation* versteht man die Ausbreitung der Verbrennungszone mit einer Geschwindigkeit, die höher ist als die Schallgeschwindigkeit (Überschall) in dem nicht umgesetzten Gemisch [1].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Die *Flammengeschwindigkeit* ist die Geschwindigkeit der Flamme in Bezug auf einen festen Beobachter [2].

Unter *Überdruck* versteht man den Druck in der Druckwelle, der über dem atmosphärischen Druck oder dem Druck innerhalb eines Sicherheitsbehälters, der über dem atmosphärischen Druck liegt, liegt [3].

4. Gasexplosion

Die Gasexplosion ist definiert als ein Prozess, bei dem die Verbrennung einer vorgemischten Gaswolke, d. h. Brennstoff-Luft (Oxidationsmittel), einen schnellen Druckanstieg verursacht. Gasexplosionen können in Prozessanlagen, Lagertanks oder Rohrleitungen, in Gebäuden oder Offshore-Modulen, in offenen Prozessbereichen oder in geschlossenen Räumen auftreten. Wenn wir von einer Gasexplosion als Ereignis sprechen, ist dies ein allgemeinerer Begriff. Es ist dann üblich, die Ereignisse vor und nach dem Gasexplosionsprozess einzubeziehen.

Wenn ein brennbares Gas oder eine verdampfende Flüssigkeit versehentlich in die Atmosphäre freigesetzt wird, können verschiedene Prozesse ablaufen. Wenn die Gaswolke, die sich bei der Freisetzung bildet, nicht innerhalb der Entflammbarkeitsgrenzen liegt oder wenn die Zündquelle fehlt, kann die Gaswolke verdünnt werden und verschwinden. Die Entzündung kann je nach den Umständen sofort eintreten oder sich um bis zu zehn Minuten verzögern. Im Falle einer sofortigen Entzündung (d. h. bevor eine Vermischung mit Luft oder einem Oxidationsmittel stattgefunden hat) kommt es zu einem Brand.

Die gefährlichste Situation tritt ein, wenn sich eine große brennbare Wolke aus einem vorgemischten Brennstoff-Luft-Gemisch (Oxidationsmittel) bildet und entzündet. Die Zeit vom Beginn der Freisetzung bis zur Zündung reicht von einigen Sekunden bis zu einigen zehn Minuten. Die Menge des Brennstoffs reicht von einigen Kilogramm bis zu mehreren Tonnen.

Der von der Verbrennungswelle erzeugte Druck hängt davon ab, wie schnell sich die Flamme ausbreitet und wie sich der Druck von der Gaswolke weg ausdehnen kann (abhängig von der Begrenzung). Die Folgen von Gasexplosionen reichen von keinen Schäden bis zur völligen Zerstörung. Der durch die Gasexplosion verursachte Druckaufbau kann zu Schäden an Personal und Material oder zu Unfällen wie Bränden und kochenden Flüssigkeitsdampfexplosionen (BLEVE) führen. Brände sind sehr häufige Ereignisse nach Gasexplosionen.

Wenn eine Wolke gezündet wird, kann sich die Flamme auf zwei verschiedene Arten durch die brennbaren Teile der Wolke ausbreiten. Diese Modi sind *Deflagration* und *Detonation*. Die Deflagrationsform der Flammenausbreitung ist die häufigste. Eine Deflagration breitet sich mit Unterschallgeschwindigkeit relativ zum unverbrannten Gas aus, typische Flammengeschwindigkeiten (d. h. relativ zu einem stationären Beobachter) liegen in der Größenordnung von $1-1000 \text{ ms}^{-1}$. Der Explosionsdruck kann je nach Flammengeschwindigkeit Werte von mehreren bar erreichen. Eine Detonationswelle ist eine Verbrennungswelle mit

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Überschall (relativ zur Schallgeschwindigkeit des unverbrannten Gases vor der Welle). Die Stoßwelle und die Verbrennungswelle sind in diesem Fall gekoppelt. In einer Kraftstoff-Luft-Wolke breitet sich eine Detonationswelle mit einer Geschwindigkeit von 1500-2000 m/s aus, und der Spitzendruck beträgt typischerweise 15-20 bar.

Bei einer unbeabsichtigten Gasexplosion einer Kohlenwasserstoff-Luft-Wolke (die durch eine schwache Quelle, z. B. einen Funken, entzündet wird) beginnt die Flamme normalerweise als langsame laminare Flamme mit einer Geschwindigkeit in der Größenordnung von 3-4 m/s. Wenn die Wolke wirklich nicht begrenzt und ungehindert ist (d. h. keine Geräte oder andere Strukturen werden von der Wolke verschlungen), wird die Flamme wahrscheinlich nicht auf Geschwindigkeiten von mehr als 20-25 m/s beschleunigt, und der Überdruck wird vernachlässigbar sein, wenn die Wolke nicht begrenzt ist.

In einem Gebäude oder in einem Offshore-Modul mit Prozessausrüstung kann die Flamme auf mehrere hundert Meter pro Sekunde beschleunigt werden. Wenn das Gas brennt, steigt die Temperatur und das Gas dehnt sich um den Faktor 8 oder 9 aus. Das unverbrannte Gas wird daher vor die Flamme geschoben und es entsteht ein turbulentes Strömungsfeld. Wenn sich die Flamme in einem turbulenten Strömungsfeld ausbreitet, steigt die effektive Verbrennungsrate, und die Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz vor der Flamme nehmen weiter zu. Dieser starke positive Rückkopplungsmechanismus führt zu einer Beschleunigung der Flamme und zu einem hohen Explosionsdruck, der in einigen Fällen in eine Detonation übergeht. In einer begrenzten Situation, wie z. B. einem geschlossenen Behälter, ist eine hohe Flammengeschwindigkeit keine Voraussetzung für die Erzeugung von Druck. In einem geschlossenen Behälter gibt es keine oder nur eine sehr geringe Entlastung (d. h. Entlüftung) des Explosionsdrucks, so dass selbst ein langsamer Verbrennungsprozess Druck erzeugt. Die Wasserstofffreisetzung und -zündung in geschlossenen Räumen wird in Vorlesung 11 - Geschlossene Räume - ausführlich behandelt.

5. Allgemeine Merkmale von Deflagrationen und Detonationen

Wie im letzten Abschnitt erwähnt, breitet sich die Deflagration mit einer Geschwindigkeit unterhalb der Schallgeschwindigkeit (Unterschall) im unverbrannten Gemisch aus, während die Detonation mit einer Geschwindigkeit oberhalb der Schallgeschwindigkeit (Überschall) erfolgt. Die Deflagrationsfront breitet sich durch die Diffusion aktiver Radikale und Wärme von den Verbrennungsprodukten in das unverbrannte Gemisch aus. Eine Detonationsfront unterscheidet sich im Prinzip von einer Deflagrationsfront. Sie ist ein Komplex aus einem gekoppelten führenden Schock und einer dem Schock folgenden Reaktionszone, wie sie erstmals von Chapman 1899 und Jouguet zwischen 1905 und 1906 vorgeschlagen wurde [1,4,5]. Die Detonation breitet sich 2-3 Größenordnungen schneller aus als die Deflagration und führt zu Drücken an der Detonationsfront, die 15-20 mal höher sind als der Ausgangsdruck.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Deflagrationen im Freien, wenn keine Hindernisse vorhanden sind, können Überdrücke (Druck über dem atmosphärischen Druck) von etwa 10 kPa erzeugen. Deflagrationen in Gehäusen und/oder geschlossenen Räumen können zu größeren Überdrücken führen. Bei einer Deflagration steigt der Druck innerhalb eines Gehäuses praktisch gleichmäßig an. Deflagrationen in einem geschlossenen Raum können durch *Entlüftung*, die kostengünstigste und am weitesten verbreitete Technik zur Explosionsminderung, gemindert werden.

Die Detonation ist eine gekoppelte Schock- und Flammenfrontstruktur, die sich mit Überschallgeschwindigkeit ausbreitet. Die Geschwindigkeit der Detonationswelle hängt von der Stöchiometrie des Wasserstoff-Luft-Gemisches ab und liegt zwischen 1.600 und 2.000 m/s. Auch die Überdrücke sind wesentlich höher: etwa 1.500 kPa. Der Nutzen der Entlüftungstechnik ist auf Detonationen beschränkt, da der Druck an einer beliebigen Stelle ankommt und gleichzeitig mit der Detonationswelle auf ein System und/oder Strukturelemente einwirkt, d. h. es bleibt keine Zeit, den Druck signifikant "abzubauen". Der Einfluss der Entlüftung auf die Detonation besteht hauptsächlich in der Verringerung der Transversalwellen, was zum Druckabbau beiträgt.

Die Detonation ist der schlimmste Fall eines Wasserstoffunfalls. Der Detonationsbereich von Wasserstoff in Luft liegt zwischen 11 und 59 Vol.-% [6], also innerhalb des engeren Entflammbarkeitsbereichs von 4-75 Vol. Es sei darauf hingewiesen, dass die Detonabilitätsgrenzen keine grundlegenden Eigenschaften des Gemischs sind, da sie stark von der Größe des Versuchsaufbaus abhängen, in dem sie gemessen werden. Darauf wird später in dieser Lektion eingegangen.

6. Verpuffungen und Druckwellen

Die folgenden Faktoren können die Schwere von Verpuffungen beeinflussen:

- Die Zusammensetzung des Wasserstoff-Oxidationsmittel-Gemisches (siehe Abbildung 1). Wasserstoff-Luft-Gemische in der Nähe der maximalen Brenngeschwindigkeit neigen eher zur Flammenbeschleunigung, was zu einem höheren Überdruck führt.
- Die Gleichmäßigkeit des Wasserstoff-Oxidationsmittel-Gemisches. Ungleichmäßige Gemische haben schwerwiegendere Folgen als gleichmäßige Gemische mit der gleichen Ausgangsmasse an Wasserstoff.
- Die Höhe des Einschusses (d. h. Wände und Decke).
- Der Grad der Verstopfung (die Wirkung von Hindernissen). Die Verstopfung erhöht die Turbulenz, verbessert die Durchmischung und erhöht die Verbrennungsrate.

Der dimensionslose Deflagrationsdruck für Wasserstoff-Luft- und Wasserstoff-Sauerstoff-Gemische ist in Abbildung 1 [7] als Funktion des Wasserstoffmolanteils (Volumenanteil) in

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

einem Gemisch mit Oxidationsmittel (Sauerstoff oder Luft) dargestellt. Der maximale Deflagrationsdruck des stöchiometrischen Wasserstoff-Sauerstoff-Gemisches in einem geschlossenen Gefäß ist etwa 20 % höher als der maximale Explosionsdruck des stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Gemisches.

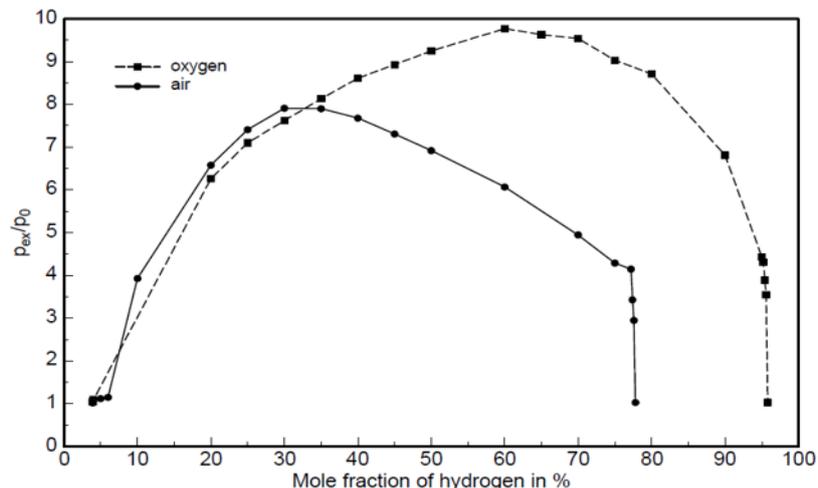


Abbildung 1. Deflagrationsdruck von Wasserstoff-Luft- und Wasserstoff-Sauerstoff-Gemischen in einem geschlossenen Behälter am NTP [7].

6.1 Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in der offenen Atmosphäre

Eine Reihe von Experimenten mit nahezu stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in nicht begrenzten halbkugelförmigen Volumina wurde von Pfortner und Schneider [8] im Fraunhofer-Institut für Brennstoffe und Explosivstoffe durchgeführt. Die Versuchsbedingungen und die maximal beobachtete Flammengeschwindigkeit (w_{max}^{exp}) sind in Tabelle 1 für ausgewählte Versuche angegeben. Das Hauptziel dieser Versuche war es, die Abhängigkeit der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit von der Größe der Wasserstoff-Luft-Wolke zu untersuchen. Die Gemische wurden in Bodennähe innerhalb einer Hülle aus dünner Polyethylenfolie (PE) gezündet, um die Wirkung von reflektierten Druckwellen auszuschließen. Der Ausbrand der Wolke erfolgt ungefähr bei zwei Anfangsdurchmessern, die ungefähr der Kubikwurzel des Expansionskoeffizienten der Produkte entsprechen.

Tabelle 1. Versuchsbedingungen und -ergebnisse für verschiedene von Pfortner und Schneider durchgeführte Versuche [8].

Test Nr.	Durchmesser der Halbkugel D_b , m	Volumen der Halbkugel V , m ³	Wasserstoffkonzentration C , % vol.	Anfangstemperatur T_i , K	Anfangsdruck p_i , kPa	S_{ui}^{exp} m/s	W_{max}^{exp} m/s
GHT 26	3.06	7.5	29.2	281	99.06	2.32	43
GHT 11	10.00	262	31.0	281	100.66	2.50	60
GHT 34*	20.00	2094	29.7	283	98.93	2.39	84

* - Versuche mit rautenförmigem Drahtnetz über dem halbkugelförmigen Ballon (beim Versuch GHT 34 wurde das rautenförmige Drahtnetz über den Ballon gelegt und an 16 Punkten am Boden befestigt, um die Auftriebskraft von ca. 7500 N zu kompensieren). S_{ui}^{exp} ist die anfängliche Brenngeschwindigkeit; W_{max}^{exp} ist die maximale Flammengeschwindigkeit.

Nach dem Ausbrennen baut sich der Spitzenüberdruck der Verpuffung in Form einer Druckwelle mit positiven und negativen Phasen ab. Die Dauer der positiven und der negativen Phase ist bei einer bestimmten Ballongröße unabhängig von der Entfernung. Die Amplitude der negativen Druckspitze war in der Regel etwas größer als die der positiven Druckphase, und die negative Phase war von kürzerer Dauer. Pfortner und Schneider [8] zitierten für kugelförmige Schallwellen ein von Landau [26] abgeleitetes theoretisches Ergebnis, wonach das Integral des Überdrucks in der Zeit bei jeder Entfernung gleich Null sein sollte.

Die Auswertung der visuellen Bilder der Flammenausbreitung ergab einen kontinuierlichen Anstieg der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit bis zu einem Maximalwert, der in einem Abstand zwischen dem Anfangsradius der Wolke R_{hsph} und $1,5 R_{hsph}$ erreicht wurde. Für ein anfänglich ruhendes stöchiometrisches Wasserstoff-Luft-Gemisch wurde diese Obergrenze auf 125 m/s bei einem Spitzenüberdruck von 13 kPa geschätzt [8]. Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass sich die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit mit zunehmender Wolkengröße der oberen Grenze nähert.

Im Versuch GHT 34, der 29,7 Vol.-% Wasserstoff im Gemisch mit Luft in einer Halbkugel mit 20 m Durchmesser entsprach, betrug die maximale Flammenausbreitungsgeschwindigkeit 84 m/s, wobei die anfängliche Verbrennungsgeschwindigkeit in [8] auf 2,39 m/s geschätzt wurde (der Ausdehnungskoeffizient der Verbrennungsprodukte wurde mit 7,26 bei einer Dichte des brennbaren Gemisches von $0,8775 \text{ kg/m}^3$ und einer Schallgeschwindigkeit von 397,3 m/s berechnet). Die Fehler bei den Geschwindigkeitsmessungen wurden auf $\pm 5 \%$ geschätzt, ohne bestimmte Asymmetrien bei der Flammenausbreitung zu berücksichtigen.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Um die Wasserstoff-Luft-Flamme bei Tageslicht sichtbar zu machen, wurde am Ende des Füllvorgangs fein gemahlene Natriumchlorid (NaCl)-Pulver in den Ballon gestreut, um eine gelb gefärbte Flamme zu erzeugen. Im Allgemeinen wurden 10 bis 12 piezoresistive Kistler-Drucksensoren (100 kPa-Bereich, Eigenfrequenz 14 kHz) verwendet. Diese wurden in einem Stahlgehäuse mit einer Masse von 20 kg so montiert, dass ihre druckempfindlichen Oberflächen bündig mit der Bodenoberfläche abschlossen und mit einer 2 mm dicken Silikonfettschicht auf der Membran bedeckt waren, um den Einfluss von Temperatur und Wärmestrahlung zu vermeiden. Außerdem wurde ein Sensor, der sich in 5 m Entfernung von der Zündquelle befand, mit einer laminierten Kunststoffplatte geschützt, die mit dem Stahlgehäuse verschraubt war und in der Mitte eine Öffnung von 4 mm Durchmesser aufwies. Für den GHT 34-Test wurde ein zusätzlicher Drucksensor rechtwinklig zur Achse mit den Hauptsensoren installiert und an einer senkrechten Holzwand in 1×1 m Höhe angebracht (frontale Messung).

Der Deflagrationsdruck wurde in 2,0 m, 3,5 m, 5,0 m, 6,5 m, 8,0 m, 18 m, 25 m, 35 m, 60 m und 80 m Entfernung vom Zündpunkt gemessen. Das Gemisch wurde durch pyrotechnische Sprengladungen mit einer Gesamtenergie von 150 J gezündet. Die Drucktransienten der Sensoren innerhalb der Verbrennungsprodukte gingen nach der Unterdruckphase nicht auf Null zurück, mit Ausnahme des in 5 m Entfernung installierten Sensors. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass die Aufnehmer während der Explosion auf hohe Temperaturen gebracht wurden. Da sie nicht auf der Temperatur blieben, bei der sie kalibriert wurden, waren sie nicht mehr kalibriert und kehrten nicht auf die Basislinie zurück. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die von den Experimentatoren getroffenen Schutzmaßnahmen zur Isolierung dieser Messwandler für diesen Großversuch nicht ausreichend waren. Außerdem ist dies auch der Grund dafür, dass die piezoresistiven Sensoren für Großversuche im Freien nicht geeignet sind. Stattdessen sind Dehnungsmessstreifen-Sensoren wesentlich stabiler und zuverlässiger.

Abbildung 2 zeigt, dass sich die Flamme fast halbkugelförmig ausbreitete. Die Ballonhülle dehnte sich zunächst leicht nach außen, bis sie platzte, als die Flamme etwa die Hälfte des ursprünglichen Radius des Ballons $0,5 R_0$ erreicht hatte.

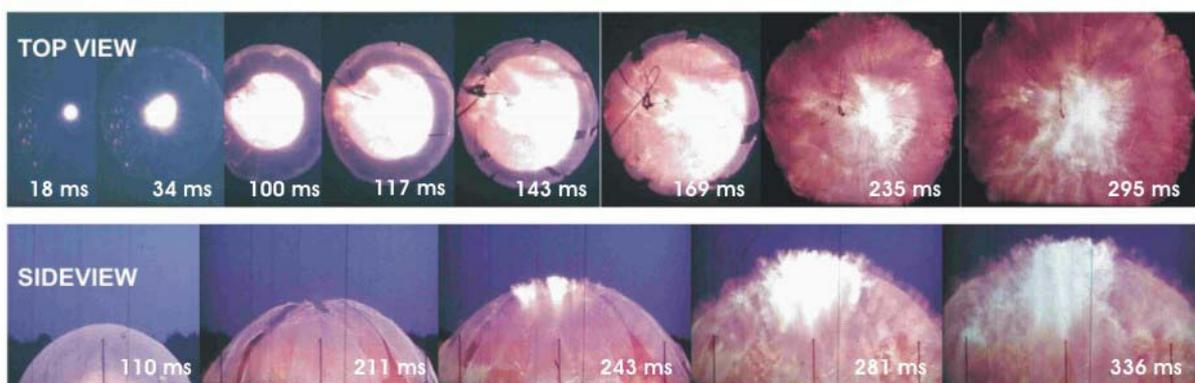


Abbildung 2. Die Schnappschüsse des Tests GHT 34 in einer Halbkugel mit 20 m Durchmesser [1,8,9].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

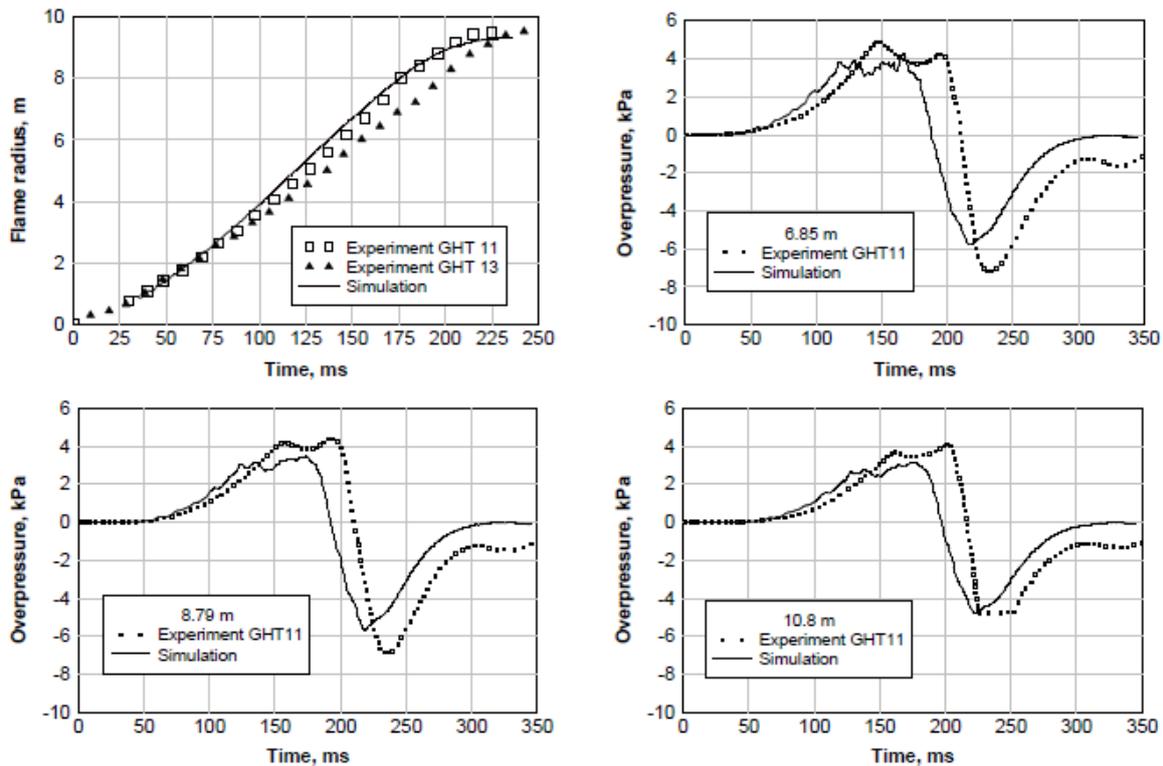


Abbildung 3. Vergleich zwischen Experiment (GHT 11) und Simulation für einen halbkugelförmigen Ballon mit einem Durchmesser von 10,0 m: Radius der Vorderkante der Flammenfront (oben links); Druckdynamik in verschiedenen Abständen von der Zündquelle - 6,85 m (oben rechts), 8,79 m (unten links), 10,8 m (unten rechts) [10].

Der Explosionsüberdruck von etwa 6 kPa war im GHT 34-Test innerhalb der Wolkenabstände praktisch gleich. Eine scharfe Überdruckspitze Δp_F von etwa 10 kPa in den Drucktransienten folgte der Flammenausbreitung. Dies könnte ein Effekt der hohen Temperatur oder der Gasdynamik sein, oder es kann angenommen werden, dass die Flamme beim Passieren des Drucksensors das Gas in dem Raum zwischen der laminierten Kunststoffplatte mit einer Öffnung von 4 mm Durchmesser und dem Sensor entzündete, so dass eine teilweise eingeschlossene Explosion auftrat, die den Spitzendruck Δp_F verursachte, ähnlich wie bei der Erzeugung von Druckspitzen in einem entlüfteten Behälter (die oben erwähnten laminierten Kunststoffplatten mit einer Öffnung von 4 mm Durchmesser könnten als Behälterwand mit Entlüftung betrachtet werden).

Für die Wasserstoff-Luft-Deflagration (Test GHT 11) in einer Halbkugel mit 10,0 m Durchmesser wurde der Vergleich zwischen Experiment und Simulationen von Molkov et al. 2007 durchgeführt [10]. Die Druckdynamik in 6,85 m, 8,79 m und 10,8 m Entfernung von der Zündquelle ist in Abbildung 3 dargestellt.

Gasförmige Verpuffungen in der offenen Atmosphäre erzeugen ausgehende Druckwellen. Die akustische Theorie kann auf die durch Deflagrationen erzeugten Druckwellen angewendet werden. Der Druck in einer Explosionswelle kann wie folgt abgeschätzt werden [11]:

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

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

Dabei ist $r_b(t)$ der Flammenradius zum Zeitpunkt t , m; R_w ist die Entfernung, in der der Druck p geschätzt wird, m; c_0 ist die Schallgeschwindigkeit, m/s; w ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flammenfront, m/s. Die wichtigste Schlussfolgerung aus dieser Formel ist, dass die Spitze der Druckwelle sowohl von der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit als auch von der Flammenbeschleunigung abhängt, insbesondere bei großen Radien. Die Verlangsamung der Flammenfront führt zu einem Druckabfall in der Druckwelle. Diese Formel besagt auch, dass die Druckwelle umgekehrt proportional zum Abstand von der Zündquelle abfällt [1].

6.2 Deflagrationen in einem geschlossenen Gefäß

Die Wasserstoffsicherheitstechnik erfordert die Vorhersage von Druckbelastungen für realistische Szenarien, die immer die Bildung und anschließende Verbrennung eines ungleichmäßigen brennbaren Gemischs beinhalten [1]. Das Large Eddy Simulations (LES)-Modell wurde entwickelt, um die Dynamik einer mageren gleichförmigen und ungleichförmigen (Gradient) Wasserstoff-Luft-Vormischung zu reproduzieren, und anhand eines groß angelegten Experiments in einem zylindrischen Behälter (5,7 m Höhe und 1,5 m Durchmesser) validiert [12, 13].

Im folgenden Abschnitt wird ein Überblick über den Versuchsaufbau gegeben. Die Versuche wurden in einem hermetisch verschlossenen zylindrischen Behälter von 5,7 m Höhe und 1,5 m Innendurchmesser durchgeführt. Alle Versuche wurden mit trockenen Wasserstoff-Luft-Gemischen bei 25 ± 3 °C durchgeführt. Die Zündquelle befand sich 15 cm unterhalb der Oberseite des Gefäßes. Mehrere Thermoelemente mit feinem Draht (75 µm) wurden auf beiden Seiten entlang der Achse des Gefäßes angebracht, um die Position der Flamme im Gefäß zu erfassen. Die Thermoelemente wurden in einem Abstand von 0,55 m vertikal in einer durch die Achse verlaufenden Ebene angebracht. Mehrere piezoelektrische Wandler wurden in verschiedenen Abständen entlang der Achse des Zylinders angebracht.

Bei gleichförmigen Wasserstoff-Luft-Gemischen wurden drei Ventilatoren zur Homogenisierung des Gemisches eingesetzt. Für gleichmäßige Wasserstoff-Luft-Gemische mit 12,8, 14, 16 und 20 Vol.-% Wasserstoff liegen nur Daten zur Flammenausbreitung entlang der Zylinderachse vor [14]. Zur Herstellung von Konzentrationsgradienten wurden Wasserstoff und Luft zunächst in einer kleinen Kammer vorgemischt, bevor sie in den oberen Teil des Zylinders gelangten, und dann wurde kontinuierlich Wasserstoff zugeführt, indem die Wasserstoffkonzentration im Behälter erhöht wurde. Die Geschwindigkeit des Wasserstoffanstiegs wurde für jeden einzelnen Test im Voraus festgelegt, um den gewünschten Gradienten zu erzeugen. Nachdem der Konzentrationsgradient hergestellt war, wurden die Wasserstoffkonzentrationen an den vertikalen Probenahmestellen gemessen [15]. Für ein ungleichmäßiges Gemisch mit einer Durchschnittskonzentration von 12,6 Vol.-% wird in [15]

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

die Wasserstoffverteilung entlang der Behälterachse angegeben: 27 Vol.-% am oberen Ende des Behälters und abnehmend auf 2,5 Vol. Die Druckdynamik und die Flammenausbreitung in dem Wasserstoff-Luft-Gradientengemisch mit 12,6 Vol.-% wurde mit derjenigen in einem gut durchmischten, gleichmäßigen Gemisch mit 12,8 Vol.-% Wasserstoff verglichen [15].

Die Auswirkungen der Wasserstoffkonzentration und des Konzentrationsgradienten auf die Dynamik der Deflagrationen sind in Abbildung 4 dargestellt, in der die experimentelle Flammenausbreitungsdynamik vom Zünder nach unten entlang der Gefäßmittellinie [15] und die Simulationsergebnisse [13] verglichen werden. Es zeigt sich, dass die Erhöhung der Wasserstoffkonzentration um das 1,6-fache (von 12,8 Vol.-% auf 20 Vol.-%) zu einer 7-fach schnelleren Flammenausbreitung führt.

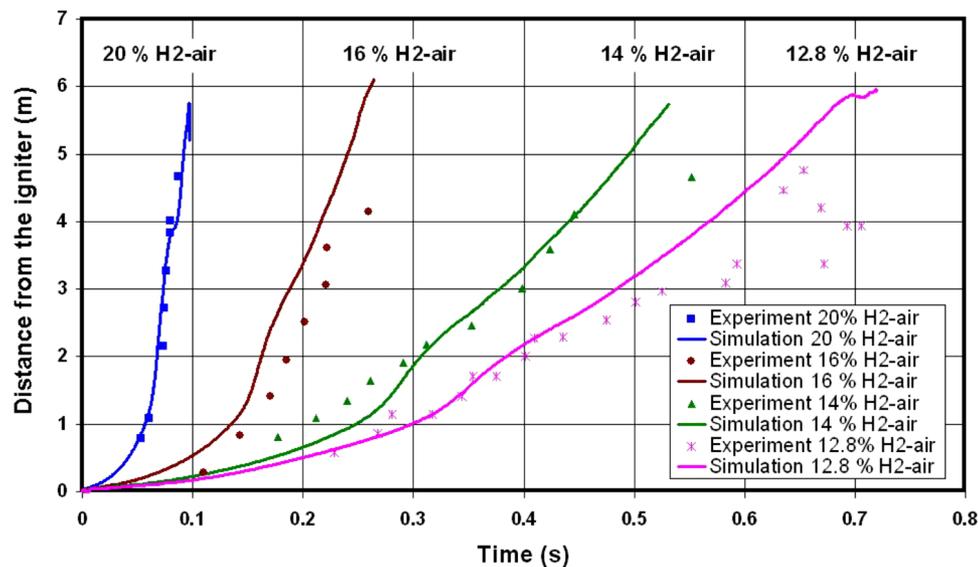


Abbildung 4. Experimentelle und simulierte Flammenausbreitungsdynamik entlang der Gefäßachse für 20, 16, 14 und 12,8 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemische [13].

Verbrennungsinstabilitäten, einschließlich präferentiell-diffusiv-thermischer und hydrodynamischer Instabilitäten, verursachen Störungen der laminaren Flamme, die zur Bildung einer *zellularen Flammenstruktur* und anschließend zur *Faltenbildung* führen [16-21].

Die *selektive Diffusion* ist eines der Phänomene, die die flache, laminare Flammenfront destabilisieren, besonders ausgeprägt bei mageren Wasserstoff-Luft-Gemischen, und somit die Deflagrationsdynamik von mageren Gemischen drastisch beeinflussen. Aufgrund der selektiven Diffusion breiten sich die in das unverbrannte Gemisch hineinragenden (konvexen) Falten mit höherer Geschwindigkeit aus als die konkaven Falten, da sich der Wasserstoff in der Nähe dieser Falten umverteilt. Aufgrund der höheren Diffusionsfähigkeit des Wasserstoffs nimmt seine Konzentration in konvexen Falten zu und in konkaven Falten ab. Dies führt zu einer Vergrößerung der Faltenamplitude. Dieser Mechanismus führt zu einer Erhöhung der Verbrennungsrate, was aus der Sicht eines externen Beobachters zu einer Erhöhung der Verbrennungsgeschwindigkeit führt. Je niedriger die Wasserstoffkonzentration ist, desto ausgeprägter ist dieser Mechanismus, was zu einer leichteren Beschleunigung und

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Turbulisierung der ursprünglich laminaren Flammen führt (obwohl die turbulente Brenngeschwindigkeit für ein mageres Gemisch unter den gleichen Bedingungen immer niedriger ist).

Die Wirkung der selektiven Diffusion hängt von der Faltenkrümmung ab, d.h. vom Kehrwert des Radius [1]. Es gibt eine Faltenkrümmung, bei der die Wirkung der selektiven Diffusion auf die Massenverbrennungsrate am größten ist. Da eine reale Flamme ein Spektrum von Falten unterschiedlicher Krümmung aufweist, wird die Flamme von denjenigen Falten geleitet, die dieses Optimum unter dem Gesichtspunkt der maximalen Brenngeschwindigkeitskrümmung aufweisen. Diese Falten sind für die Ausbreitung einer Vorderkante der Flammenfront verantwortlich und werden als "*führende Punkte*" bezeichnet. Eine Erhöhung der Flammengeschwindigkeit führt zur Entwicklung der zellularen Struktur in Kombination mit der Bildung von führenden Flamelet-Strukturen, d. h. führenden Punkten [18, 19, 22]. Kuznetsov und Sabelnikov [22] stellten fest, dass die turbulente Flammengeschwindigkeit durch die Brenngeschwindigkeit dieser "leading point flamelets" gesteuert wird, bei denen sich die Gemischzusammensetzung aufgrund der unterschiedlichen Diffusivität von Brennstoff und Oxidationsmittel, d. h. der *präferentiellen Diffusion*, lokal verändert.

Um präferentielle Diffusionseffekte für gekrümmte Wasserstoffflammen zu berücksichtigen, wurde das Konzept des führenden Punktes im LES-Modell angewendet [13]. Abbildung 5 zeigt die Erhöhung der Verbrennungsgeschwindigkeit durch das Phänomen des führenden Punktes, χ_{lp} . Alle mageren Gemische sind von diesem Mechanismus betroffen. Für ein Wasserstoff-Luft-Gemisch mit 10 Vol.-% muss die laminare Brenngeschwindigkeit beispielsweise mit dem Faktor 2,4 multipliziert werden.

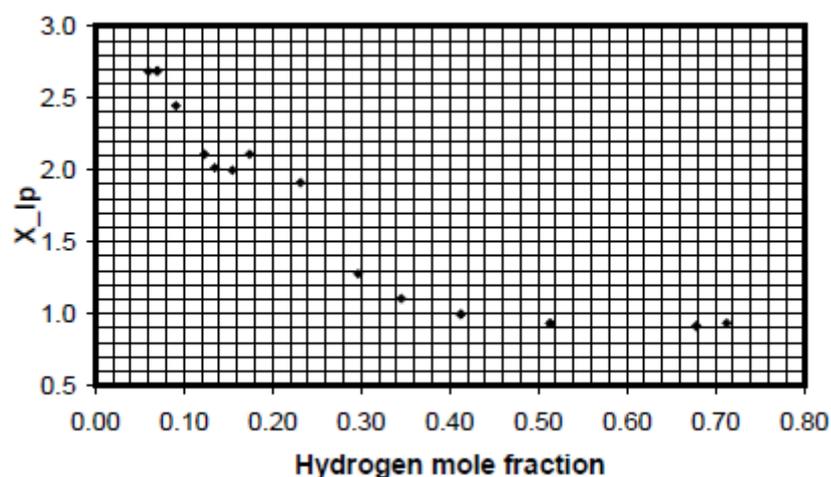


Abbildung 5. Faltenbildungsfaktor im vorderen Punkt als Funktion des Wasserstoffmolanteils [13].

Der Effekt der bevorzugten Diffusion in Verbindung mit der Flammenkrümmung ist bei mageren Wasserstoff-Luft-Gemischen besonders ausgeprägt und muss im Modell der

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Vormischverbrennung berücksichtigt werden, um die Deflagrationsdynamik und den Druckaufbau vorherzusagen.

Die Auswirkung des Mechanismus des führenden Punktes auf die Vorhersage der Deflagrationsdynamik in mageren Wasserstoff-Luft-Gemischen wird in Abbildung 6 anhand der Simulation [13] desselben Deflagrationsexperiments in einem geschlossenen Behälter [15] gezeigt. Es ist zu erkennen, dass der vorhergesagte Abstand vom Zünder zu verschiedenen Zeiten größer ist, wenn der Effekt des Vorlaufpunktmechanismus berücksichtigt wird, und die Simulationsergebnisse zeigen eine bessere Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Ohne die Implementierung des Leitpunktfaktors in das Modell der turbulenten Verbrennungsgeschwindigkeit wird die Flammenausbreitung im Vergleich zu den experimentellen Daten erheblich unterschätzt. Für ein Wasserstoff-Luft-Gemisch mit 20 Vol.-% beträgt die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit 44 m/s in 1 m Entfernung von der Zündquelle und 162 m/s in 3 m Entfernung, wenn die turbulente Verbrennungsgeschwindigkeit durch den Leitpunktfaktor korrigiert wird, während sie ohne diese Korrektur nur 22 m/s und 50 m/s in 1 m bzw. 3 m Entfernung beträgt. Bei einem gleichmäßigen Wasserstoff-Luft-Gemisch von 12,8 Vol.-% beträgt die Flammengeschwindigkeit 7,7 m/s in 1 m mit Korrektur und nur 2,95 m/s ohne Korrektur [1].

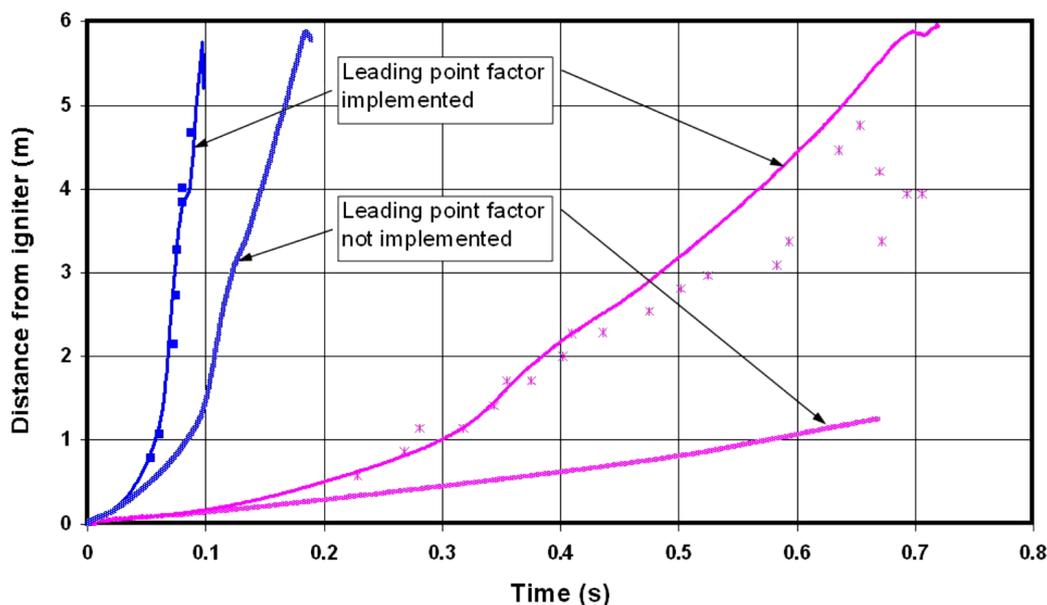


Abbildung 6. Die experimentelle und simulierte Flammenausbreitung mit/ohne Anwendung der Leitpunktkorrektur für einheitliche 12,8-Vol.-%- und 20-Vol.-%-Wasserstoff-Luft-Gemische.

Abbildung 7 vergleicht die Flammenausbreitungsdynamik für das gleichmäßige (12,8 Vol.-%) und das Gradienten-Wasserstoff-Luft-Gemisch (durchschnittlich 12,6 Vol.-%). Bei einem Szenario mit praktisch der gleichen Menge an freigesetztem Wasserstoff breitet sich die Flamme in dem Gemisch mit dem Konzentrationsgradienten viel schneller aus. Dies lässt sich durch die höhere Wasserstoffkonzentration am Ort der Zündquelle erklären, d. h. 27 Vol.-%

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Wasserstoff, was nahe an der stöchiometrischen Zusammensetzung liegt. Es kann abgeschätzt werden, dass die Flammgeschwindigkeit für das Wasserstoff-Luft-Gradientengemisch 57 m/s und 209 m/s in 1 m bzw. 3 m Entfernung von der Zündquelle erreicht. Bei dem gleichmäßigen Wasserstoff-Luft-Gemisch mit 12,8 Vol.-% erreicht die Flammgeschwindigkeit an denselben Stellen nur 7,7 m/s bzw. 9 m/s [1].

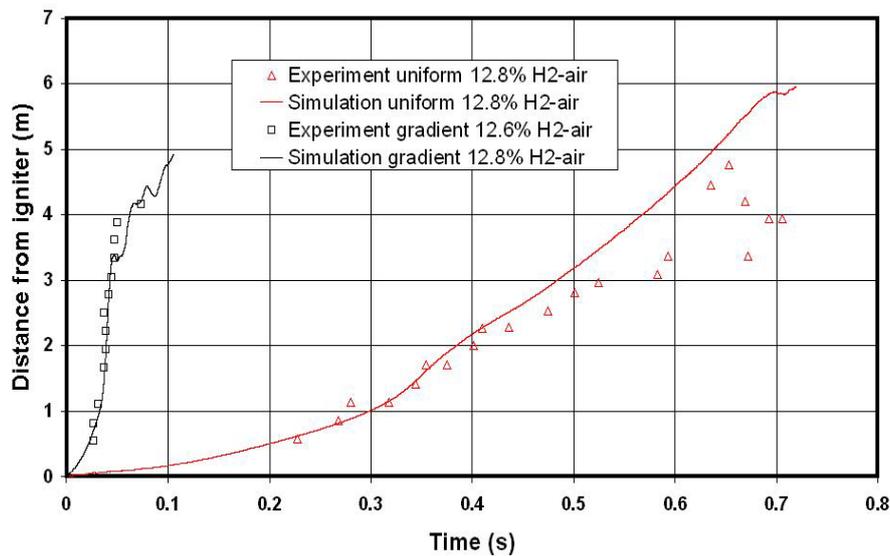


Abbildung 7. Die experimentelle und simulierte Flammenausbreitung für ein gleichmäßiges Wasserstoff-Luft-Gemisch von 12,8 Vol.-% und für ein Wasserstoff-Luft-Gefälle von 12,6 Vol.-%.

Ein Vergleich der experimentellen und simulierten Druckdynamik für ein gleichmäßiges 12,8 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch und für ein 12,6-Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gradientengemisch ist in Abbildung 8 dargestellt. Der Druckanstieg ist bei dem Gemisch mit dem Wasserstoffkonzentrationsgradienten viel steiler als bei dem einheitlichen 12,8-Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch. Dies stimmt mit den Flammgeschwindigkeiten überein, die bei Deflagrationen mit Zündung von oben sowohl in der experimentellen Studie von Whitehouse et al. [15] als auch in Simulationen [13] beobachtet wurden: Gemische mit Wasserstoffkonzentrationsgradient haben aufgrund der höheren Wasserstoffkonzentration am Zündpunkt viel kürzere Zeiten bis zum Spitzenüberdruck als gleichförmige Gemische mit derselben Wasserstoffmenge [1].

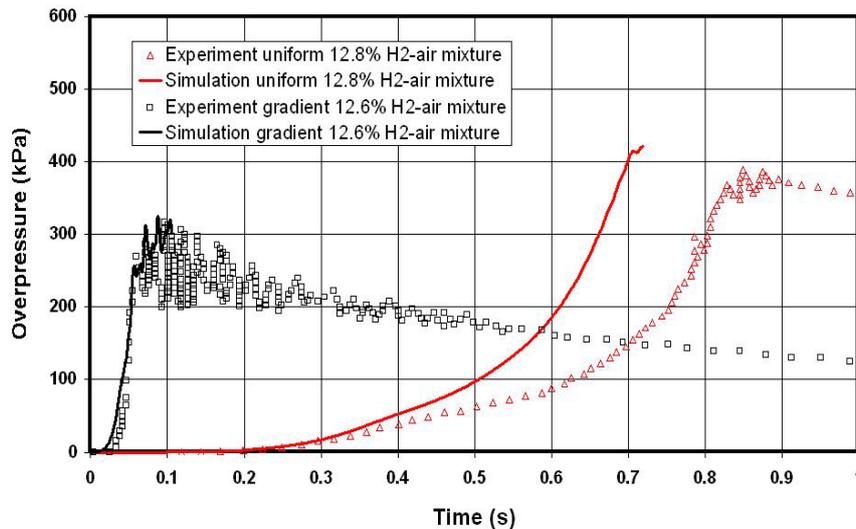


Abbildung 8. Experimentelle und simulierte Druckdynamik für ein gleichmäßiges Wasserstoff-Luft-Gemisch von 12,8 Vol.-% und ein ungleichmäßiges Wasserstoff-Luft-Gradientengemisch (durchschnittlich 12,6 Vol.-%).

Der simulierte Druck für ein ungleichmäßiges Gemisch liegt also nahe an dem im Experiment gemessenen Druck. Im Gegensatz dazu entwickelt sich der simulierte Druck schneller als die experimentellen Drucktransienten für das gleichförmige Gemisch. Dies lässt sich dadurch erklären, dass in den Simulationen keine Wärmeverluste von heißen Verbrennungsprodukten an die Wände auftreten. Wärmeverluste müssen mit der Zeit zunehmen [1].

6.3 Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in einem Tunnel

Eine typische Menge an gespeichertem Wasserstoff in einem Pkw beträgt etwa 6 kg und in einem Bus bis zu 40 kg. Ein mögliches Unfallszenario ist die Freisetzung mehrerer Kilogramm Wasserstoff aus einem wasserstoffbetriebenen Fahrzeug bei einem Unfall in einem Tunnel, gefolgt von einer Zündung und damit einer Verpuffung.

Groß angelegte Experimente zu Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in einem Tunnel im Maßstab 1:5 wurden von Groethe et al. [23] durchgeführt und später von Molkov et al. [24] simuliert. Die Experimentatoren berichteten über Druck und Impuls (d. h. das Zeitintegral des Drucks), die durch solche Deflagrationen erzeugt werden, während die Simulationen die Analyse von Phänomenen ermöglichten, die in der experimentellen Studie nicht berichtet wurden, z. B. ein deutlicher Anstieg des maximalen Explosionsüberdrucks in der Nähe der Hindernisse aufgrund der Reflexion der Druckwelle an der Seite des Hindernisses in späteren Stadien des Ereignisses. Letzteres hat praktische Auswirkungen auf die Sicherheit: eine kürzlich durchgeführte numerische Studie von Gamezo et al. [25] über den Übergang von der Verpuffung zur Detonation (DDT) in einem behinderten Rohr mit einem Wasserstoff-Luft-Gemisch hat gezeigt, dass die Reflexion eines sich entwickelnden Stoßes an wiederholten Hindernissen ein Grund für den Übergang vom Stoß zur Detonation ist [25].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Das Versuchsszenario wird wie folgt beschrieben. Der skalierte Tunnel war 78,5 m lang, 1,84 m hoch und hatte eine hufeisenförmige Querschnittsfläche von 3,74 m². Gleichmäßige Wasserstoff-Luft-Gemische mit 20 und 30 Vol.-% Wasserstoff mit einem Gesamtvolumen von 37,4 m³ (10 m lange Wolke) wurden in der Mitte des unversperrten Tunnels vorbereitet und in der Mitte des Tunnels auf Bodenhöhe gezündet. Die Wasserstoffmenge für die nahezu stöchiometrische (30 Vol.-%) Wasserstoff-Luft-Wolke betrug 1 kg. Ein zusätzlicher Versuch mit Hindernissen wurde nur für ein 30-prozentiges Wasserstoff-Luft-Gemisch durchgeführt. Als Hindernisse wurden Fahrzeugattrappen mit den Abmessungen L × B × H = 940 × 362 × 343 mm verwendet. Der Abstand zwischen den Fahrzeugen entsprach einer "Fahrzeug"-Länge. Das Blockierungsverhältnis (BR) für diese Art von Hindernissen betrug 0,03.

Ein Vergleich zwischen den maximalen experimentellen und simulierten Überdrücken entlang des Tunnels ist in Abbildung 9 für alle drei Experimente dargestellt. Der seitliche Hindernisüberdruck ist nur für numerische Simulationen verfügbar. Es besteht eine gute Übereinstimmung für alle Fälle mit einer unbedeutenden Unterschätzung der maximalen Überdrücke in den Simulationen. Dieses Ergebnis ist sehr positiv für die Validierung des LES-Modells, wenn man bedenkt, dass das Modell für sehr unterschiedliche Bedingungen von nicht begrenzten Deflagrationen "kalibriert" wurde.

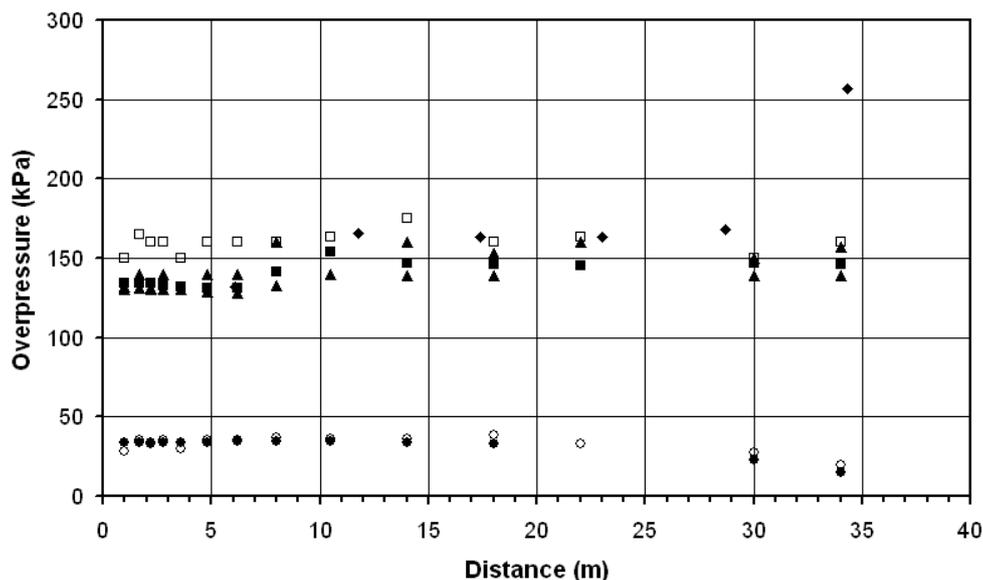


Abbildung 9. Maximale Deflagrationsüberdrücke entlang des Tunnels (Abstand von der Tunnelmitte): 20 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch (○ - Experiment; ● - Simulationen); 30 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch, unversperrter Tunnel (Δ - Experiment; ▲ - Simulationen); 30 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch, versperrter Tunnel (□ - Experiment; ■ - Simulationen, Decke; - Simulationen, Hindernis).

Die LES-Analyse für die Fälle ohne und mit Hindernissen innerhalb des Tunnels ergab einen deutlich höheren deflagrationsbedingten Überdruck auf den Hindernisoberflächen (Symbol in Abbildung 9) im Vergleich zu dem auf Deckenniveau gemessenen Überdruck (Symbol ■ in

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Abbildung 9). In Übereinstimmung mit den experimentellen Daten sind die simulierten maximalen Überdrücke oberhalb der Hindernisoberfläche praktisch identisch mit den experimentell gemessenen Werten für die Fälle mit und ohne Hindernisse. Mit zunehmender Entfernung von der Zündquelle nimmt jedoch die Differenz zwischen dem statischen Überdruck auf der Seite des Hindernisses und dem statischen Überdruck an der Decke zu. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die anfängliche Druckwelle aus der Verbrennung einen Stoß bildet, der von der starren "Fahrzeug"-Oberfläche reflektiert wird und so den statischen Druck im Stagnationsbereich erhöht [1].

Der Druck im reflektierten Stoß, p_3 , kann aus den Werten des Ausgangsdrucks, p_1 , und des einfallenden Stoßes, p_2 , mit Hilfe der folgenden Formel abgeschätzt werden [26]:

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

Bei einem spezifischen Wärmeverhältnis von $\gamma = 1,4$, $p_1 = 1$ bar und $p_2 = 2,5$ bar beträgt das Verhältnis etwa $p_3/p_2 = 2,2$. Da die Bildung des Schocks noch nicht abgeschlossen ist und die Reflexion nicht genau normal ist, ist das simulierte Verhältnis niedriger als das theoretische und beträgt nur etwa $p_3/p_2 = 1,5$.

Die simulierte Stoßwellenstruktur in einem Abstand von 34 m von der Zündquelle reproduzierte transiente Drücke und Impulse, die den in den Experimenten gemessenen recht nahe kamen (Abbildung 10). Die simulierte Ankunftszeit des Stoßes stimmt praktisch mit dem experimentellen Wert überein. In Abbildung 10 ist eine etwas schnellere Ankunftszeit der simulierten Druckwellen zu erkennen. Dies könnte durch die höhere Schallgeschwindigkeit der Verbrennungsprodukte in den Simulationen erklärt werden. Das Modell berücksichtigt nämlich nicht die Wärmeverluste der Verbrennungsprodukte. Dies würde die Temperatur und damit die Schallgeschwindigkeit verringern [1].

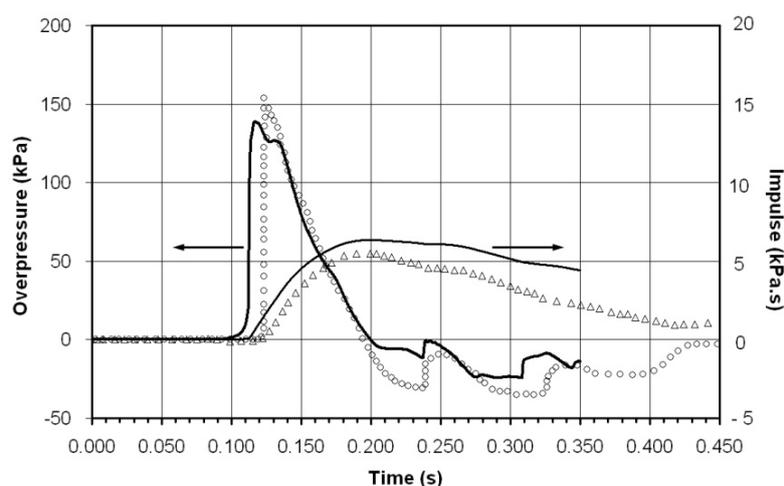


Abbildung 10. Vergleich zwischen experimenteller und simulierter Druckdynamik und Impulsen in einem Abstand von 34 m von der Zündquelle: experimentelle Druckdynamik

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

(Kreise) und Impulse (Dreiecke), simulierte Druckdynamik und Impulse (durchgezogene Linien) [1].

Abbildung 11 zeigt die simulierte Druckdynamik in verschiedenen Abständen von der Zündquelle entlang des Tunnels. Man erkennt die Bildung der Stoßwelle mit einer steilen Vorderkante aus der anfänglich schräg verlaufenden Druckwelle während des Deflagrationsverlaufs. Der maximale Überdruck ist entlang des Tunnels praktisch gleich. In Anbetracht des in den Experimenten beobachteten und in den Simulationen reproduzierten Überdruckniveaus ist für das betrachtete Szenario über die gesamte Tunnellänge mit schwerwiegenden Schäden an Leben und Eigentum innerhalb des Tunnels zu rechnen, da eine Stoßwelle nicht die Tendenz zeigt, mit der Entfernung abzufallen [1].

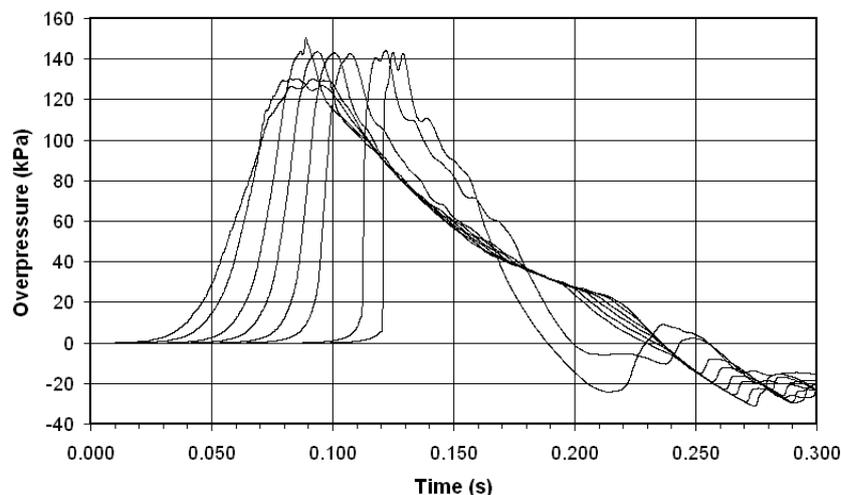


Abbildung 11. Die Entstehung der Stoßwelle während der Druckwellenausbreitung entlang des Tunnels (Deckenniveau). Simulierte Drucktransienten im Abstand von 2,8 m, 6,2 m, 10,5 m, 14 m, 18 m, 22 m, 30 m und 34 m von der Zündquelle [1].

Der Unterschied in der Dynamik des Überdrucks an der Decke und des seitlichen Hindernisüberdrucks entlang des Tunnels ist in Abbildung 12 dargestellt. Der Stoß bildet sich am Ende des Tunnels. Die Drucktransienten weisen an verschiedenen Stellen des Tunnelquerschnitts eine ähnliche Dynamik auf. Eine Ausnahme bildet ein Teil der Druck-Zeit-Kurve in der Nähe des maximalen Überdrucks, der durch das Fehlen (Decke) oder Vorhandensein (Seite des Hindernisses) der Reflexion der Druckwelle beeinflusst wird. Es liegen keine experimentellen Daten über die Flammenausbreitung im Tunnel vor. In den Simulationen sind die Phasen der Beschleunigung und Verlangsamung der Flammenfront an der Vorderkante deutlich zu erkennen (Abbildung 12). Die Flammenfront erreicht das Ende des rechten Teils des Tunnels etwa 270 ms nach der Zündung [1].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

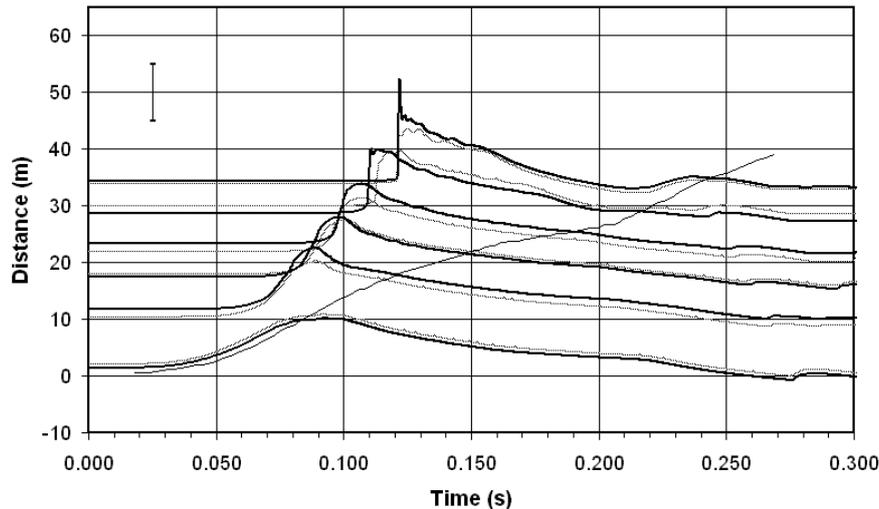


Abbildung 12. Simulierte statische Überdruckdynamik (gepunktete graue Linien - Deckenüberdrücke; durchgezogene Linien - seitliche Hindernisüberdrücke; die Lage der Berechnungsmanometer ist an der Ordinatenachse ablesbar) und Flammenausbreitungsdynamik (Position der Flamme auf der Tunnelmittellinie im Zeitverlauf) [1].

Um die Dynamik der Verpuffung im Tunnel genauer zu verstehen, wurden die Simulationsergebnisse analysiert. Diese Analyse ist in Abbildung 13 (links) dargestellt, zusammen mit den Daten zur Wasserstoffkonzentration in der Luft, die in Abbildung 13 (rechts) wiedergegeben sind.

Abbildung 13 (links) zeigt eine rechnerische Visualisierung des Überdruckfeldes im Tunnel, überlagert mit den Stellen, an denen sich die turbulente Flammenfront befindet, für eine Reihe von aufeinander folgenden Momenten. Dies bestätigt die Beschleunigung der Flamme in der Anfangsphase, die anschließende Verlangsamung und erneute Beschleunigung bis fast zu dem Zeitpunkt, an dem die Flammenfront den Tunnel etwa 270 ms nach der Zündung verlässt. Die Bildung des Schocks mit der Zeit ist deutlich zu erkennen. Es sind Bereiche mit hohem seitlichen Hindernisdruck zu erkennen. Der Schock verlässt den Tunnel bei etwa 131 ms, zu diesem Zeitpunkt hat die Flamme erst die Hälfte des Tunnels durchlaufen. Die Verdünnungswelle (reflektierte Unterdruckwelle) ist in Abbildung 13 (links) zu sehen; sie breitet sich im Tunnel aus, nachdem die Stoßwelle den Tunnel verlassen hat. Diese Welle und die dadurch induzierte Strömung sind für die zweite Beschleunigung der Flamme verantwortlich.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

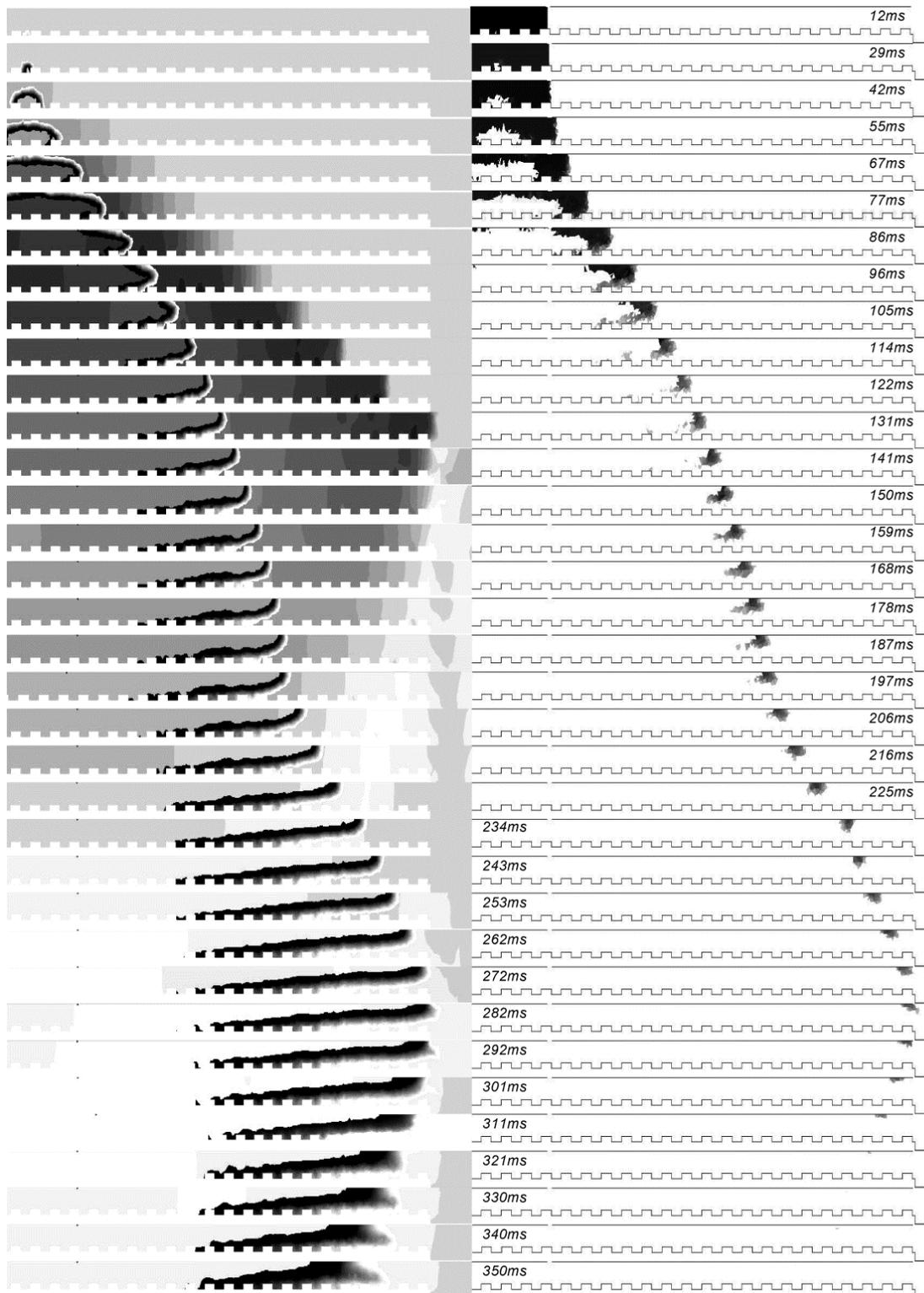


Abbildung 13. Links: Druck- und Verdünnungswellen, Flammenfront ($t < 270$ ms) und Verbrennungsprodukte ($t > 270$ ms). Rechts: Ausbreitung des brennbaren Wasserstoff-Luft-Gemischs im Tunnel (die schwarze Farbe bezieht sich auf 30 Vol.-% Wasserstoff in der Luft, die graue Farbe entspricht einem Wasserstoffanteil von 4 Vol.-%) Die Zeit nach der Zündung bezieht sich auf beide Säulen [1].

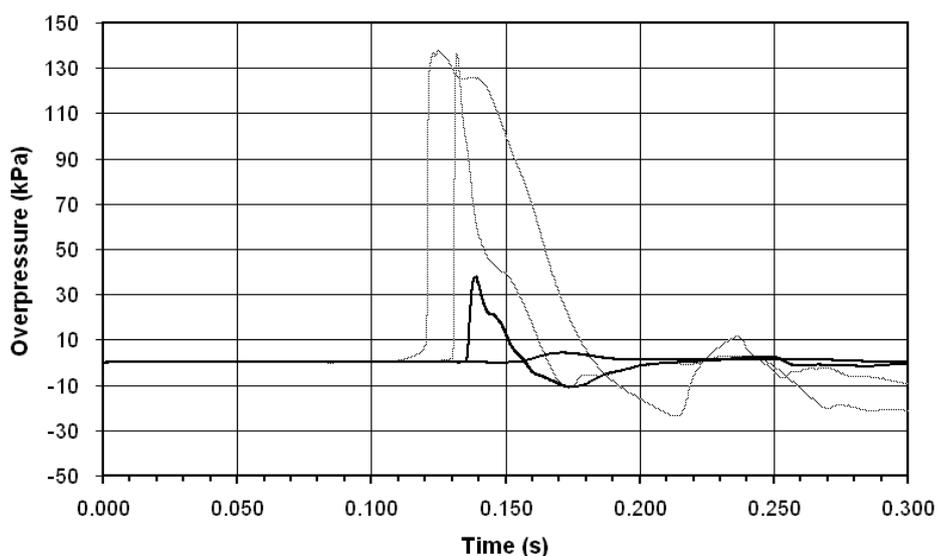
Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Abbildung 13 (rechts) zeigt die Bewegung des brennbaren Wasserstoff-Luft-Gemischs in einem Konzentrationsbereich relativ zur Flammenposition; von der Anfangskonzentration von 30 Vol.-% bis zur unteren Entflammbarkeitsgrenze von 4 Vol.-%. Man sieht die zeitliche Verdünnung des anfänglich gleichmäßigen, nahezu stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Gemischs von 30 Vol.-% (schwarze Farbe in Abbildung 13, rechts) durch die Luft an der Kontaktfläche. Das Volumen des entflammaren Gemischs nimmt bei etwa 140 ms deutlich ab. Die entflammare Wolke befindet sich zu diesem Zeitpunkt über dem Niveau der Hindernisse. Die langsame Verbrennung des Wasserstoff-Luft-Gemisches mit Konzentrationen nahe der unteren Entflammbarkeitsgrenze setzt sich bis $t = 350$ ms fort. Nach 140 ms hat die Verbrennung keinen nennenswerten Einfluss mehr auf die Strömungsdynamik, vielmehr ist die durch die Druckwellen induzierte Strömung für die zweite "Beschleunigung" der Flamme und die Rückbewegung der Flamme in die Tunnelmitte nach 290 ms verantwortlich.

Aus der Analyse von Abbildung 13 (links und rechts) geht hervor, dass etwa 140 ms nach der Zündung die vorgemischte Verbrennung im oberen Teil des Tunnels über den Hindernissen abläuft und sich eine große Mischungsschicht aus Verbrennungsprodukten und Luft bildet. Dies kann bei der Bewertung einer thermischen Gefahr im Tunnel hilfreich sein.

Aus Abbildung 12 ist ersichtlich, dass die Verlangsamung der Flamme bei etwa 80-90 ms einsetzt. Für die Verlangsamung der Flamme kann es zwei Hauptgründe geben. Der erste ist eine Verringerung der transienten Gesamtfläche der Flammenfront und der zweite ist eine Abnahme der laminaren Brenngeschwindigkeit in den Flämmchen. Tatsächlich hat die Flamme bei etwa 85 ms die Decke erreicht, und die Flammenoberfläche beginnt sich zu verkleinern.

Die Drucktransienten an zwei Stellen am Ende des Tunnels und an zwei Stellen direkt außerhalb des Tunnels sind in Abbildung 14 dargestellt. Der Druck fällt recht schnell ab und erreicht in einem Abstand von etwa 1 Durchmesser außerhalb des Tunnels einen Wert von etwa 5 kPa.



Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Abbildung 14. Die simulierte Druckdynamik: gestrichelte (graue) Linien - Deckenüberdruck im Tunnel in 34 m und 39 m Entfernung von der Zündquelle (innerhalb des Tunnels, 5,25 m bzw. 0,25 m vom Tunnelende entfernt); durchgezogene Linien - 40 m und 42 m von der Zündquelle (außerhalb des Tunnels, 0,75 m bzw. 2,75 m) in 1,2 m bzw. 1,5 m Höhe über dem Boden [1].

Wasserstoff-Luft-Deflagrationen in geschlossenen Räumen bergen im Vergleich zu Deflagrationen in der freien Atmosphäre größere Gefahren und Risiken. So liegen die bei der nahezu stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Deflagration von 1 kg Wasserstoff im Tunnel registrierten Überdrücke im Bereich von 150-175 kPa [23]. Dies ist wesentlich höher als Überdrücke in der Größenordnung von nur 6 - 10 kPa, die bei der stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Deflagration von wesentlich größeren Wasserstoffmengen von 55,5 kg in der freien Atmosphäre gemessen wurden [8]. Darüber hinaus breitet sich die einmal erzeugte Druckwelle im Tunnel ohne Dissipation mit dem gleichen Überdruck über den gesamten Tunnel aus. Dies unterscheidet sich wiederum von Deflagrationen in offener Atmosphäre, wo der Überdruck proportional zum Kehrwert der Entfernung abnimmt.

Die Simulationen bestätigten die experimentellen Beobachtungen, dass Hindernisse mit einem Blockierungsgrad von 0,03, wie in der getesteten Konfiguration, keine signifikante Auswirkung auf den maximalen Explosionsdruck im Tunnel außerhalb der unmittelbaren Umgebung der Hindernisse haben. Sowohl das Experiment als auch die numerischen Simulationen zeigen eine geringe Varianz des maximalen Drucks entlang des Tunnels. Auf der Grundlage der LES-Analyse wird gezeigt, dass der seitliche Hindernisüberdruck aufgrund der Reflexion der während der Deflagration im Tunnel gebildeten Stoßwelle erheblich ansteigen kann.

6.4 Entlüftete Deflagrationen

Die Verbrennung eines brennbaren Gemischs (d. h. eine Deflagration) in einem geschlossenen Raum (z. B. einem Gehäuse, einem Raum, einem Lager usw.) erzeugt einen Überdruck, der zu Schäden und Zerstörungen an Einrichtungen und Gebäuden führen kann. Die am weitesten verbreitete und kostengünstigste Strategie zur Eindämmung von Deflagrationen in geschlossenen Räumen ist die Einrichtung von Entlüftungsöffnungen, um verbrannte und unverbrannte Gemische freizusetzen und den Überdruck zu verringern. Wenn keine Entlüftung vorgesehen ist, beträgt der maximale Druck, der sich während der Deflagration entwickelt, in der Regel das 6- bis 10-fache des anfänglichen Absolutdrucks.

Bei dieser Technik werden Schwachstellen (Explosionsöffnungen), die bei einer Explosion frühzeitig versagen, absichtlich in das Gerät eingebaut, so dass die Verbrennungsprodukte entweichen und der im Gerät erzeugte Explosionsdruck verringert wird. Zum Verschließen der Entlüftungsöffnungen gibt es verschiedene Methoden, z. B. dünne Membranen, Berstscheiben, leichte Abdeckungen, die durch Magnetverschlüsse gehalten werden, und federbelastete Türen. Der Öffnungsdruck der Abdeckungen und die Größe der Entlüftungsöffnungen werden so

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

gewählt, dass die Explosionsdrücke unter denen liegen, die das Gerät beschädigen würden. Es kann jedoch zulässig sein, eine gewisse Beschädigung der Geräte zuzulassen, sofern dies nicht zu einer Beschädigung des angrenzenden Bereichs oder zu Verletzungen von in der Nähe befindlichem Personal führt. Es sollte auch sichergestellt werden, dass die Explosion in sichere Bereiche abgeleitet wird, so dass sie keine Schäden oder Verletzungen verursacht. Die Normen BS EN 14797:2006 "Explosionsentlastungsvorrichtungen", BS EN 14994:2007 "Schutzsysteme für Gasexplosionsentlastung" [29] und NFPA 68 "Standard on Explosion Protection by Deflagration Venting" [27] bieten Anleitungen für die Auslegung von Explosionsentlastungssystemen und die für die Entlastungsdimensionierung verfügbaren Methoden. Obwohl die Entlüftung die am weitesten verbreitete Technik zur Abschwächung von Explosionen in einem Gehäuse ist, gibt es keine internationale Referenznorm für Explosionsentlastungssysteme, insbesondere für Wasserstoffanwendungen. Die europäische Norm EN 14994 legt die grundlegenden Konstruktionsanforderungen für die Auswahl eines Gasexplosionsschutzsystems fest, ist aber nicht auf Wasserstoffexplosionen anwendbar. NFPA 68 (USA) ist die einzige nationale Norm, die sich mit Trägheitsentlüftungsdeckeln für Wasserstoff befasst.

NFPA 68 empfiehlt die folgende Gleichung zur Berechnung der Entlüftungsfläche für einen angestrebten reduzierten Überdruck:

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

wobei F die Entlüftungsfläche ist, m^2 ; K_G ist der Deflagrationsindex, $bar \cdot m/s$; P_{red} ist der reduzierte Druck, bar Überdruck; V ist das Volumen der Umschließung, m^3 ; P_{stat} ist der statische Entlüftungsaktivierungsdruck, bar Überdruck. Die in NFPA 68 (Ausgabe 2007) und der europäischen Norm EN 14994 verwendete Formel (3) zur Bemessung der Entlüftungsöffnung ist im Allgemeinen nicht auf Wasserstoff anwendbar. Der "Konsens" besteht darin, für Wasserstoff einen Wert von K_G gleich $550 \text{ bar} \cdot m/s$ zu verwenden.

Tabelle 2. Ein Vergleich zwischen den Experimenten und den Vorhersagen der Entlüftungstechnik [28] und der in der Norm NFPA 68 [27] verwendeten Gleichung.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

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

Anmerkungen: In der Spalte "Test": C - Zündung in der Mitte, R - Zündung von hinten nach oben, N - Zündung in der Nähe der Entlüftungsöffnung, F - Zündung am Boden. VST steht für Vent Sizing Technik.

^a - Abweichung der Vorhersage vom entsprechenden experimentellen Wert, berechnet nach der Formel: $100 \times (A_{pred} - A_{exp}) / A_{exp}$, wobei A der reduzierte Druck oder die Entlüftungsfläche ist.

^b - experimentelle Daten.

^c - Anwendbarkeit von NFPA 68 (2007) auf ein bestimmtes Experiment: Das Zeichen (+) in der letzten Spalte bedeutet, dass die Gleichung (3) anwendbar ist, das Zeichen (-) bezieht sich auf experimentelle Bedingungen außerhalb des spezifizierten Bereichs der Anwendbarkeit der Gleichung (3).

Tabelle 2 zeigt Beispiele für den Vergleich zwischen den Ergebnissen nach NFPA 68 (3) und einer alternativen Entlüftungstechnik, die an der Universität Ulster [28] entwickelt wurde. In der Tabelle sind das Volumen des Versuchsbehälters, die Entlüftungsfläche und der Volumenanteil von Wasserstoff in der brennbaren Zusammensetzung angegeben. NFPA 68 (3) und die Technik der Universität Ulster wurden auf zwei Arten gelöst - für die Entlüftungsgröße, die auf den experimentellen Überdruck ausgerichtet ist, und für den experimentellen Überdruck, der die experimentelle Entlüftungsgröße beibehält. Die Ergebnisse beider Lösungen sind in Tabelle 3 zusammen mit der prozentualen Abweichung vom experimentellen Wert dargestellt. Einzelheiten zu den Experimenten und der Entlüftungsdimensionierungstechnik der Universität Ulster sind in [28] zu finden.

Die Korrelationen für die Dimensionierung der Entlüftungsöffnungen der Universität Ulster wurden auf Tunnelexplosionen wie folgt angewandt: Das Volumen des einheitlichen Wasserstoff-Luft-Gemischs stellt ein "Umschließungsvolumen" dar, und die "Umschließungsentlüftungsfläche" entspricht der doppelten Querschnittsfläche des Tunnels.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Weitere Einzelheiten zum Vergleich zwischen den experimentellen Daten und den Vorhersagen durch die Entlüftungsdimensionierungstechnologie und die Gleichung (3) mit

$K_G = 550 \text{ bar}\cdot\text{m}/\text{sec}$ sind in [28] enthalten.

Aus Tabelle 2 ist ersichtlich, dass die NFPA 68 [27] und damit auch die EN14994 [29] die Entlüftungsflächen und den reduzierten Druck in einigen Fällen erheblich überschätzt (manchmal bis zu 6985 %) und in anderen Fällen unterschätzt, was im Vergleich zu den Korrelationen für die Entlüftungsgröße, die nachweislich wesentlich näher an den experimentellen Vorhersagen liegen, nicht konservativ ist.

Das Verfahren zur Berechnung der Entlüftungsfläche für ein leeres Gehäuse, das vollständig mit ruhender Wasserstoff-Luft gefüllt ist, oder für ein Gehäuse mit unbedeutendem Einfluss von Hindernissen ist wie folgt:

1. Berechnen Sie den dimensionslosen reduzierten Explosionsüberdruck $\pi_{red} = P_{red}/P_i$
2. Bestimmen Sie den dimensionslosen statischen Aktivierungsdruck $\pi_v = (P_{stat} + P_i)/P_i$
3. Berechnung des dimensionslosen Druckkomplexes unter Verwendung der Daten aus Schritt 1 und 2, $\pi_{red}/\pi_v^{2.5}$
4. Berechnen Sie den Wert der turbulenten Bradley-Zahl Br_t mit Hilfe einer der beiden folgenden Gleichungen in Abhängigkeit vom Wert des oben erwähnten dimensionslosen Druckkomplexes $\pi_{red}/\pi_v^{2.5}$:

Wenn $\pi_{red}/\pi_v^{2.5} \leq 1$, dann verwenden Sie die Gleichung:

$$\pi_{red}/\pi_v^{2.5} = 5.65 \cdot Br_t^{-2.5} \quad (4)$$

Wenn $\pi_{red}/\pi_v^{2.5} \geq 1$, dann verwenden Sie die Gleichung:

$$\pi_{red}/\pi_v^{2.5} = 7.9 - 5.8 \cdot Br_t^{-2.5} \quad (5)$$

5. Bestimmen Sie anhand der nachstehenden Abbildung 15 die entsprechenden Werte für die laminare Verbrennungsgeschwindigkeit und das Expansionsverhältnis für das geeignete Wasserstoff-Luft-Gemisch (nach Volumenanteil des Wasserstoffs in der Luft). Für ein stöchiometrisches Wasserstoff-Luft-Gemisch bei NTP können beispielsweise die folgenden Werte für die Dimensionierung der Entlüftungsöffnung verwendet werden: $E_i = 6,88$, $S_{u0} = 1,96 \text{ m/s}$ [30, 31]. Der Einfluss der Anfangstemperatur auf die laminare Brenngeschwindigkeit kann aus der Formel (6) extrapoliert werden:

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

wobei S_{u0} die laminare Brenngeschwindigkeit bei 298 K ist (Abbildung 15), T die Anfangstemperatur, m_0 der Temperaturindex, der für nahezu stöchiometrische Wasserstoff-Luft-Gemische mit $m_0 = 1,7$ angenommen werden kann [32].

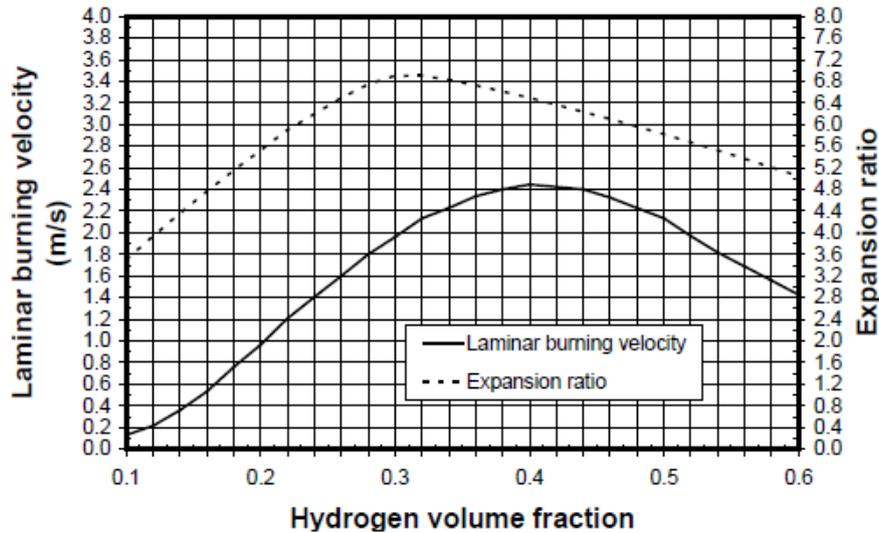


Abbildung 15. Laminare Brenngeschwindigkeit und Ausdehnungsverhältnis für Wasserstoff-Luft-Gemische bei einem Anfangsdruck von 1 bar und einer Temperatur von 298 K.

6. Bestimmen Sie die Entlüftungsfläche durch numerisches Lösen der folgenden Gleichung:

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

wobei die empirischen Koeffizienten $e = 2$ und $g = 0,94$ und die anderen Parameter sind:

A ist die Entlüftungsfläche einer Explosionsentlastungsvorrichtung in m^2 ;

Br_t ist die turbulente Bradley-Zahl;

c_{ui} ist die Schallgeschwindigkeit im Ausgangszustand (m/s); $c_{ui} = (\gamma_u R T_{ui} / M_{ui})^{0.5}$

E_i ist das Ausdehnungsverhältnis der Verbrennungsprodukte, $E_i = M_{ui} T_{bi} / M_{bi} T_{ui}$

M ist die Molmasse in kg/mol

p_i ist der anfängliche absolute Druck in bar abs

p_{red} ist der reduzierte Überdruck in bar

p_{stat} ist der statische Aktivierungsdruck, in bar Überdruck

R ist die universelle Gaskonstante, $R = 8,31$ J/K/mol

S_{ui} ist die Verbrennungsgeschwindigkeit bei den Anfangsbedingungen in m/s

V ist das Gehäusevolumen, in m^3

γ_u ist das spezifische Wärmeverhältnis für unverbranntes Gemisch

π_{red} ist der dimensionslose maximale Explosionsüberdruck (reduzierter Druck)

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

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

π_v ist der dimensionslose statische Aktivierungsdruck, $\pi_v = (p_{stat} + p_i)/p_i$

$$\pi_0 = 3,14.$$

Die Korrelationen wurden anhand experimenteller Daten für Wasserstoff-Luft-Deflagrationen für den folgenden Bereich von Bedingungen kalibriert:

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

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

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

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

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

$$0.3 \leq \pi_{red} \leq 5.$$

Die oben vorgestellte Methode zur Dimensionierung von Entlüftungsöffnungen ermöglicht die Abschätzung der Auswirkungen des anfänglichen Drucks und der Temperatur der explosionsfähigen gasförmigen Atmosphäre im geschützten Bereich. Es hat sich gezeigt, dass diese Methode in 90 % der Fälle genauere Vorhersagen liefert als die Norm NFPA 68 [27].

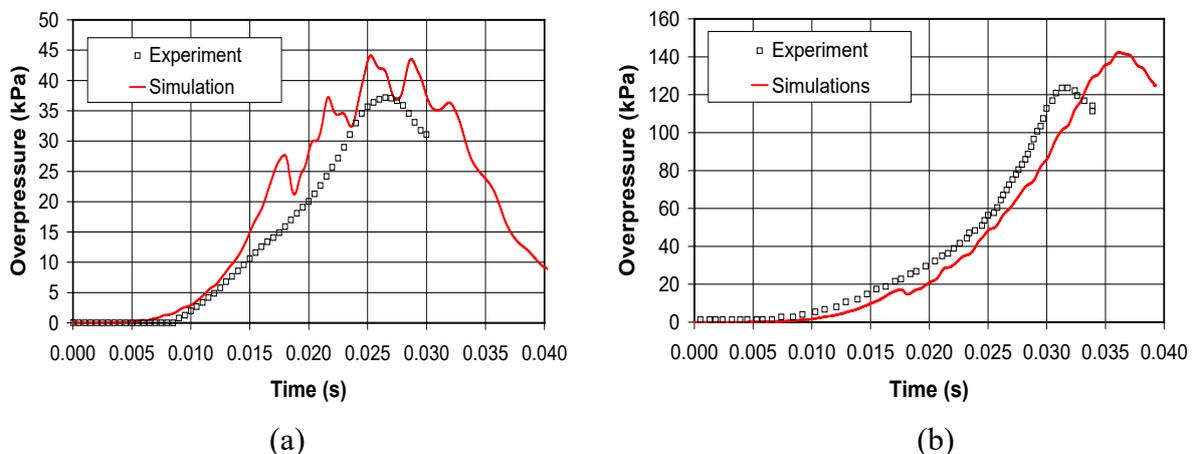


Abbildung 16. Vergleich der experimentellen und simulierten Überdruckwerte für Deflagrationen, die durch den Schlot mit: (a) 0,62 m Durchmesser, (b) 0,50 m Durchmesser.

Die Vorhersagefähigkeit der Methodik zur Größenbestimmung der Entlüftungsöffnungen wird anhand der experimentellen Daten für Wasserstoff-Luft-Deflagrationen demonstriert (Reihe "P" in Tabelle 2). Pasman et al. [33] führten die Versuche in einem zylindrischen Behälter von 0,95 m Durchmesser und 1,50 m Länge durch. An der Rückseite des Gefäßes befand sich ein Flansch zur Aufnahme einer Berstmembran. Das Wasserstoff-Luft-Gemisch wurde in der Mitte des Gefäßes gezündet. Die Versuche mit einem stöchiometrischen (29,6 Vol.-%) Wasserstoff-Luft-Gemisch wurden mit zwei verschiedenen Entlüftungsflächen von 0,3 m² (0,62 m Durchmesser) und 0,2 m² (0,50 m Durchmesser) durchgeführt. Der Anfangsdruck im

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Behälter betrug 101,8 kPa und die Temperatur 281 K. Die experimentelle Druckdynamik ist in Abbildung 16 im Vergleich zu den Ergebnissen der numerischen Simulation dargestellt.

Berechnungsmethoden für die Beurteilung von Überdruck und die Dimensionierung von Entlüftungsöffnungen werden in Lektion 11 - Enge Räume - behandelt.

6.5 Örtliche Wasserstoff-Luft-Deflagrationen

Die Zündung eines brennbaren Wasserstoff-Luft-Gemischs im zentralen Teil des Behälters oder an einer Rückwand führt in der Regel zu einem höheren maximalen Deflagrationsüberdruck als eine Zündung in der Nähe der Entlüftungsöffnung. Eine verzögerte Zündung von Wasserstoffstrahlen und Freisetzungen, die eine örtlich begrenzte, hochturbulente Wasserstoff-Luft-Wolke bilden, kann zu einem erheblichen Überdruck in der Nähe der Zündung führen, auch wenn die durchschnittliche Konzentration in einem Behälter gering sein mag (z. B. ~ 1 Vol.-%). Die Verpuffung eines geschichteten Wasserstoff-Luft-Gemischs kann zu einem deutlich höheren Überdruck führen als bei einer mageren, gleichmäßigen Wasserstoff-Luft-Zusammensetzung mit demselben Wasserstoffinventar (d. h. gespeicherter Wasserstoffmasse). Eine Verstopfung (d. h. ein hoher Verstopfungsgrad) im Inneren des Behälters beschleunigt die Flamme und verursacht höhere Deflagrationsüberdrücke. Der Deflagrationsüberdruck nimmt ab, wenn die Entlüftungsflächen vergrößert werden. Je größer die Entlüftungsfläche ist, desto höhere Konzentrationen des brennbaren Gemischs können toleriert werden, ohne dass die Kabine zerstört wird. Die Wirksamkeit der Deflagrationsentlüftung wird durch die Ausrichtung der Entlüftungsöffnung (horizontal oder vertikal) nicht beeinträchtigt. Eine einzelne Entlüftung mit größerer Fläche oder mehrere Entlüftungen unterdrücken die Flammenbeschleunigung und höhere Deflagrationsüberdrücke.

Die numerische Strömungsdynamik (CFD) kann für komplexe Geometrien, mehrere Entlüftungsöffnungen und Parameter verwendet werden, die mit den klassischen analytischen technischen Werkzeugen nicht beschrieben werden können. CFD-Modelle sind in der Lage, die wichtigsten experimentell beobachteten Merkmale der Deflagrationsdynamik zu reproduzieren. Es sollte darauf geachtet werden, dass CFD-Modelle für denselben Bereich von Parametern validiert werden, für den sie eingesetzt werden: Wasserstoffkonzentrationen, Größenordnung des Behälters, Stauung, Größe der Entlüftungsöffnungen usw.

6.5.1 Deflagration in einem geschlossenen Gefäß

Eine Begrenzung des Wasserstoffinventars ist eine der Sicherheitsstrategien für die Verwendung von Wasserstoff in Innenräumen. Mit Hilfe eines thermodynamischen Modells kann die maximale Masse an Wasserstoff vorhergesagt werden, die in einem geschlossenen Raum freigesetzt werden darf, ohne dass bei seiner Verbrennung ein zerstörerischer Überdruck entsteht. Das Modell geht davon aus, dass ein örtlich begrenztes Wasserstoff-Luft-Gemisch den Behälter teilweise ausfüllt und in einem vollständig abgedichteten Behälter verbrennt.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Die Obergrenze des Wasserstoffinventars kann unter Verwendung eines Überdrucks von 10 kPa als Kriterium für geringfügige Schäden (wie z. B. zerbrochene Fenster usw.) festgelegt werden. Ein Modell zur Bestimmung der Obergrenze des Wasserstoffinventars für den Einsatz in schlecht belüfteten Behältern oder Behältern ohne spezielle Belüftung wurde im Rahmen des Arbeitspakets 5: Weithin akzeptierter Leitfaden für die Installation und Nutzung von Brennstoffzellen in Innenräumen des HyIndoor-Projekts entwickelt und validiert [34]. Dieses Thema wird in Lektion 11 - Geschlossene Räume - behandelt.

Das niedrigste Wasserstoffinventar, das einen Überdruck von 10 kPa lieferte, wurde für einen Volumenanteil von Wasserstoff im Gemisch $\varphi = 0,04$ (d. h. UEG) und einen Volumenanteil des Gemischs im Behälter $\Phi = 0,0786$ ermittelt, woraus sich ein Gesamtwasserstoffvolumenanteil in einem geschlossenen Gehäuse von $x_{\text{Wasserstoff}} = \Phi \cdot \varphi = 3,14 \cdot 10^{-3}$ ergibt (Einzelheiten sind in der Arbeit von Makarov et al. [39] zu finden), der kleiner ist als der üblicherweise als Sicherheitsschwelle geltende UEG-Wert von 0,04. Dieser volumetrische Anteil entspricht $0,261 \text{ g Wasserstoff pro } 1 \text{ m}^3 \text{ Umfassungsvolumen}$. Es ist zu beachten, dass es dennoch zu lokalen Schäden an der Struktur kommen kann, wenn sich eine Schicht mit höherer Wasserstoffkonzentration innerhalb des Raums / der Umschließung bildet und es zu einer Detonation kommt, wie z. B. in Bereichen mit hohem Verkehrsaufkommen [35].

Die Verpuffung eines inhomogenen Wasserstoff-Luft-Gemisches in einem geschlossenen Raum, in dem die Wasserstoffkonzentration hauptsächlich in vertikaler Richtung variiert, ist ein realistischeres Unfallszenario [36, 37]. Es ist erwiesen, dass Deflagrationen in Gemischen mit geschichteter Wasserstoffkonzentration gefährlicher sein können als Deflagrationen in einem gleichförmigen Gemisch mit der gleichen Menge freigesetzten Wasserstoffs [38]. Das thermodynamische Modell wurde an der Universität Ulster entwickelt, um den maximalen Überdruck einer lokalisierten Gemischdeflagration in einem geschlossenen Raum zu berechnen [39]. Anhand des Modells wird die Obergrenze des Wasserstoffinventars abgeleitet, das in einem geschlossenen Raum mit einer Stärke von 10 kPa (typisch für viele zivile Bauwerke) freigesetzt und dann verbrannt werden könnte. Diese obere Sicherheitsgrenze entspricht 7,9 % des geschlossenen Raums, der mit 4 % Wasserstoff gefüllt ist. Bei Wasserstoffvorräten oberhalb dieses Wertes ist zu erwarten, dass sie Schäden an Bauwerken mit einer Festigkeit von 10 kPa verursachen, während Wasserstoffvorräte unterhalb dieses Wertes zu Schäden führen können oder auch nicht (bei lokal hohen Überdrücken aufgrund der Flammenbeschleunigung durch einen überfüllten Bereich könnten dennoch Schäden entstehen). Die Fehler der Vorhersagen des Modells für geschlossene Räume im Vergleich zu den experimentellen Messungen von Stamps et al. [40] lagen innerhalb von 3-13 %.

6.5.2 Belüftete Deflagration

Ist das Inventar größer als der festgelegte Grenzwert von $0,261 \text{ g H}_2/\text{m}^3$, sollte der Einsatz anderer Minderungsmaßnahmen in Betracht gezogen werden (natürliche/forcierte Belüftung,

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

um die Bildung eines brennbaren Gemischs auszuschließen, Deflagrationsentlastung usw.). Es wird davon ausgegangen, dass die Entlüftung von Deflagrationen mit Teilvolumen oder geschichtetem Gemisch aufgrund der geringeren Wasserstoffmenge einfacher ist als die von Explosionen mit vollem Volumen. Bei gleicher Wasserstoffmenge können Deflagrationen von ungleichmäßig geschichteten Gemischen einen Überdruck erzeugen, der höher ist als bei Deflagrationen von gleichförmigen Gemischen. Der maximale Überdruck hängt stark von dem Teil des Gemischs mit der größten Verbrennungsgeschwindigkeit ab (d. h. der größten Wasserstoffkonzentration bei mageren Gemischen). Eine Methode zur Berechnung der Entlüftungsfläche zur Vermeidung eines zerstörerischen Überdrucks im Falle einer lokalisierten Gemischdeflagration wurde ebenfalls im Rahmen des HyIndoor-Projekts beschrieben und validiert [34]. Diese Methode wird in der folgenden Vorlesung behandelt.

Das Modell und die Korrelation für entlüftete Deflagrationen von lokalisierten Gasgemischen, einschließlich inhomogener Gemische, wurden erstmals an der Universität Ulster entwickelt [39]. Der Hintergrund des Modells für lokalisierte entlüftete Deflagrationen wurde 1996 zum ersten Mal vorgeschlagen [41]. Seine wichtigsten Herleitungsschritte basieren auf dem Modell der entlüfteten Deflagration für ein gleichmäßiges brennbares Gemisch, das das gesamte Umfassungsvolumen einnimmt [42]. Das Modell basiert auf der Volumenerhaltungsgleichung in der Umschließung, die in dimensionsloser Form für verbranntes und unverbranntes Gemisch (letzteres umfasst sowohl das brennbare Gemisch als auch die nicht reagierende Luft) aufgestellt wurde. Die Simulationsergebnisse wurden anhand von in der Literatur verfügbaren experimentellen Daten zu Wasserstoff-Luft-Gemischdeflagrationen und Experimenten mit geschichteten Gasverteilungen validiert, die vom Karlsruher Institut für Technologie (KIT) in Deutschland und der Health and Safety Executive (HSE) im Vereinigten Königreich durchgeführt wurden. Die Gleichung für den dimensionslosen Überdruck bei der Deflagration eines lokalisierten entlüfteten brennbaren Gemisches wird wie folgt ausgedrückt

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

wobei $\Delta\pi$ der dimensionslose Überdruck ist, Br_t die turbulente Bradley-Zahl ist, E_i der Expansionskoeffizient der Verbrennungsprodukte ist, Φ der Volumenanteil des lokalisierten brennbaren Brennstoff-Luft-Gemischs im Gehäuse ist, φ der Volumenanteil des Brennstoffs im lokalisierten Brennstoff-Luft-Gemisch ist, M die Molekülmasse ist, die Indizes *air* und *f* für Luft und Brennstoff stehen. Einzelheiten finden sich in Ref. [39].

Abbildung 17 zeigt, dass die abgeleitete Korrelation den verfügbaren Satz von 25 Experimenten in zwei verschiedenen Gehäusen mit angemessener technischer Genauigkeit für ein so komplexes Phänomen wie die entlüftete Deflagration einer lokalisierten ungleichmäßigen und gleichmäßigen Mischung reproduziert. Für die beste Anpassung und

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

konservative Korrelation wird der Parameter für die Skalierung des Überdrucks wie folgt angegeben:

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

wobei die Parameter A und B vordefinierte Koeffizienten sind.

Das Modell und die Korrelation für entlüftete Deflagrationen von lokalisierten Gasmischen, einschließlich inhomogener Gemische, wurden von der Universität Ulster erstmals vorgestellt. Das Modell ermöglicht die Bemessung der Entlüftungsöffnungen von Geräten und Gebäuden mit geringer Festigkeit, um die nachteiligen Folgen örtlich begrenzter Deflagrationen für Menschen und Sachwerte zu mindern. Die Theorie zeigt, dass nur ein kleiner Teil eines ungleichmäßigen Gemisches mit der höchsten Abbrandgeschwindigkeit den maximalen Überdruck einer entlüfteten lokalisierten Deflagration bestimmt. Die entwickelte Best-Fit-Korrelation reproduziert die experimentellen Daten mit der besten Genauigkeit, wenn der Bereich der Abbrandgeschwindigkeit mit 95-100% der maximalen Abbrandgeschwindigkeit angenommen wird. Die konservative Korrelation wird für die Sicherheitsauslegung von Wasserstoffsystemen und -infrastrukturen empfohlen. Die Koeffizienten sowohl für die beste Korrelation ($A = 0,018$, $B = 0,92$) als auch für die konservative Korrelation ($A = 0,080$, $B = 0,92$) werden abgeleitet. Darüber hinaus würde ein breiterer Bereich von Versuchsbedingungen in Bezug auf die Größe der Umschließung, die Entlüftungsfläche, den Anteil des brennbaren gleichförmigen Gemischs am Umschließungsvolumen, den Anteil des brennbaren ungleichförmigen Gemischs und den Wasserstoffanteil im Gemisch dazu beitragen, den Validierungsbereich der hier theoretisch abgeleiteten Korrelation für die lokalisierte Deflagration mit Entlüftung weiter zu erweitern.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

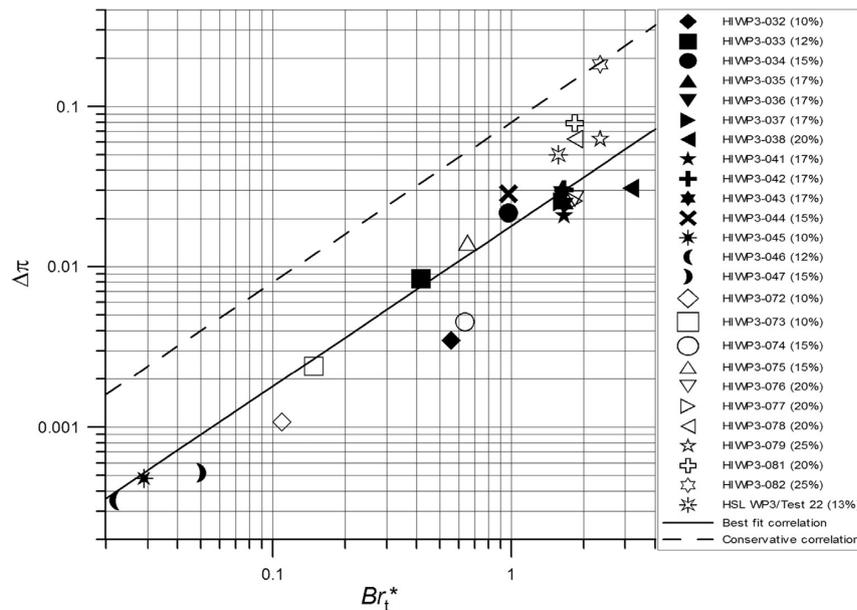


Abbildung 17. Vergleich von experimentellem Überdruck, Ergebnissen der besten Anpassung und konservativen Korrelationen (ausgefülltes Symbol - ungleichmäßige Gemische, offene Symbole - gleichmäßige Gemische) [39]

7. Detonationen und Druckwellen

Bei entlüfteten Deflagrationen kann der Überdruck irgendwo zwischen den Überdrücken bei Deflagrationen in offener Atmosphäre und bei Deflagrationen in geschlossenen Behältern liegen. Bei einer Deflagration in einem geschlossenen Gefäß ist das Verhältnis zwischen maximalem Druck und Anfangsdruck wesentlich höher und beträgt für ein stöchiometrisches Gemisch bei NTP 8,15 [43]. Die *Detonation* ist der schlimmste Fall einer unbeabsichtigten Wasserstoffverbrennung: Der charakteristische Überdruck in der Detonationsfront eines stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Gemischs ist sogar noch höher als bei einer Deflagration in einem geschlossenen Behälter - 1,56 MPa - und breitet sich schneller als die Schallgeschwindigkeit aus - mit 1,968 m/s [43]. Die Detonationswelle ist ein Komplex aus Vorläuferschock und Verbrennungswelle; ihre Beschreibung ist an anderer Stelle zu finden [44]. Die Dicke der Detonationsfront ist der Abstand zwischen dem Vorläuferschock und dem Ende der Reaktionszone, in der die Chapman-Jouguet-Bedingung (Schallebene) erreicht wird, und liegt typischerweise in der Größenordnung von 0,1 cm.

7.1 Übergang von Verpuffung zu Detonation

Wasserstoff ist anfällig für den Übergang von der Verpuffung zur Detonation (DDT). DDT kann in verschiedenen Umgebungen stattfinden, z. B. in Rohren, Gehäusen usw. Für die Beschleunigung der Flammenfront auf eine Geschwindigkeit nahe der Schallgeschwindigkeit in einem unverbrannten Gemisch sind verschiedene Mechanismen verantwortlich, darunter Turbulenzen in einem unverbrannten Gemisch, von der Flammenfront selbst erzeugte Turbulenzen und verschiedene Instabilitäten [1]. Dann gibt es einen Sprung von der Schallgeschwindigkeit der Flamme zur Detonationsgeschwindigkeit, die zumindest für ein

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

nahezu stöchiometrisches Wasserstoff-Luft-Gemisch etwa doppelt so hoch ist wie die Schallgeschwindigkeit [1]. Das DDT-Phänomen ist nach wie vor eines der schwierigsten Themen der Verbrennungsforschung.

Die experimentell beobachtete Anlaufstrecke (Entfernung vom Zündpunkt zum Ort der DDT) in einem stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Gemisch in einem Rohr hat ein typisches Verhältnis von Länge zu Durchmesser von 15 - 40. Das Vorhandensein von Hindernissen in einer Röhre kann die Anlaufstrecke für die DDT erheblich verringern. Man geht davon aus, dass die Detonation bei der DDT an so genannten "Hot Spots" ausgelöst wird, die sich innerhalb der turbulenten Flammen oder davor befinden können, z. B. im Brennpunkt einer starken Stoßreflexion. Die Besonderheiten der DDT-Mechanismen haben keinen Einfluss auf die Parameter einer stationären Detonationswelle, die ihr folgt [1].

Sicherheitsmaßnahmen zum Ausschluss einer möglichen DDT sind sehr wichtig. Während nämlich die Verpuffung einer ruhenden stöchiometrischen Wasserstoff-Luft-Wolke in der freien Atmosphäre eine Druckwelle von nur 0,01 MPa erzeugt (unterhalb des Niveaus einer Trommelfellverletzung), würde die Detonation desselben Gemischs von einer Explosion mit einem um mehr als zwei Größenordnungen höheren Druck von etwa 1,5 MPa begleitet (weit über dem tödlichen Druck von etwa 0,08 - 0,10 MPa) [1].

Die DDT wurde bei der Abschwächung einer Deflagration in einem Gehäuse durch die Entlüftungstechnik beobachtet. Die Entlüftung einer 30-prozentigen Wasserstoff-Luft-Deflagration in einem raumähnlichen Gehäuse mit einer internen Strahlkamera und anfänglich geschlossenen Entlüftungsplatten führte in den von Dorofeev et al. [45] im russischen Kurchatov-Institut durchgeführten Experimenten zu einer DDT mit Überdrücken bis zu 3,5 MPa. Die DDT wurde wenige Millisekunden nach der Zerstörung der Entlüftungsplatten ausgelöst. Die Bildung eines Ausflusses gefolgt von einer lokalisierten Explosion innerhalb des Gehäuses in der Nähe der Platte wurde bestätigt. Es wurde kein Einfluss der Größe des Zündstrahls auf den Beginn der Detonation beobachtet. Auch die Größe des Volumens der Strahlkamera hatte keinen Einfluss, was auf den lokalen Charakter des Detonationsausbruchs hindeutet. Dorofeev et al. [45] vermuteten, dass der Detonationsbeginn nicht direkt mit der Strahlzündung, sondern speziell mit dem plötzlichen Entlüften zusammenhängt. In der Tat kann durch die Entlüftung eine nadelartig strukturierte Flammenfront mit entwickelter Verbrennungsoberfläche entstehen, wie in Experimenten von Tsuruda und Hirano [46] beobachtet wurde. Instabilitäten der Flammenfront, insbesondere die Rayleigh-Taylor-Instabilität, und Verdünnungswellen, die sich nach der Zerstörung der Entlüftungsplatte in die Kabine ausbreiten, erhöhen die Vermischung von unverbranntem Gemisch und Verbrennungsprodukten, was die Bildung von "Hot Spots" begünstigen kann. In teilweise umgesetzten Gemischen kann dadurch ein Induktionszeitgradient entstehen, wodurch die Bedingungen für die DDT geschaffen werden. Es kann auch nicht ausgeschlossen werden, dass die DDT während der Reflexion einer durch die Strahlverbrennung erzeugten Druckwelle

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

ausgelöst wird (dies könnte "natürlich" mit dem Beginn der Öffnung der Entlüftungsplatte zusammenfallen) [1].

Die DDT wurde in dem von Pfortner und Schneider [47] 1984 im Fraunhofer ICT in Deutschland durchgeführten Großversuch beobachtet. Der Versuchsaufbau umfasste eine "Gasse" (zwei parallele Wände im Abstand von 3 m mit einer Höhe von 3 m und einer Länge von 12 m) und eine Einhausung (Fahrerkabine) mit den Maßen $L \times B \times H = 3,0 \times 1,5 \times 1,5$ m ($6,75 \text{ m}^3$ Volumen) mit einer anfänglich zur "Gasse" offenen Entlüftung von $0,82 \times 0,82$ m. Die "Gasse" und die Einhausung waren mit demselben 22,5 Vol.-%-Wasserstoff-Luft-Gemisch gefüllt, das unter einer Plastikfolie aufbewahrt wurde. Die Entlüftung einer 22,5-prozentigen Wasserstoff-Luft-Deflagration, die an der Rückwand des Gehäuses durch fünf Zünder ausgelöst wurde, in den teilweise eingeschlossenen Raum, der eine "Gasse" simulierte, führte zur DDT. Zu einem Zeitpunkt von 54,61 ms nach der Zündung trat die DDT in der "Gasse" in Bodennähe auf, als die beschleunigte Flamme aus dem Treiberteil austrat und den Boden berührte [47].

7.2 Die Anlaufstrecke zur DDT

Der Abstand zwischen dem Zündpunkt und dem Ort der DDT, d. h. die Anlaufstrecke X_D , nimmt mit steigendem Druck ab (Abbildung 18). Für ein Rohr mit einem Durchmesser von 105 mm beträgt sie bei einem Anfangsdruck von 1 bar etwa 70 cm und sinkt bei einem Druck von 5 bar auf etwa 7 cm (die Korrelation für X_D gilt für Rohre mit einem Innendurchmesser von mehr als 20 Detonationszellengrößen, $d > 20\lambda$; wird weiter unten erörtert) [48].

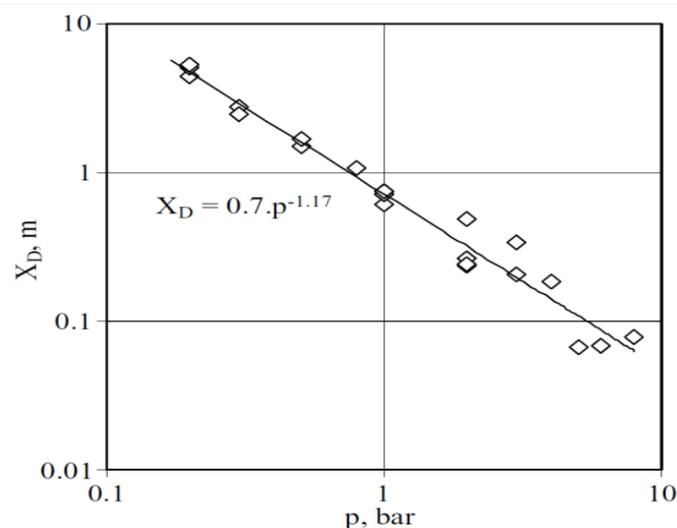


Abbildung 18. Die Anlaufstrecke zur DDT in Abhängigkeit vom Ausgangsdruck [48].

7.3 Detonationsgrenzen und Faktoren, die den Detonationsbereich beeinflussen

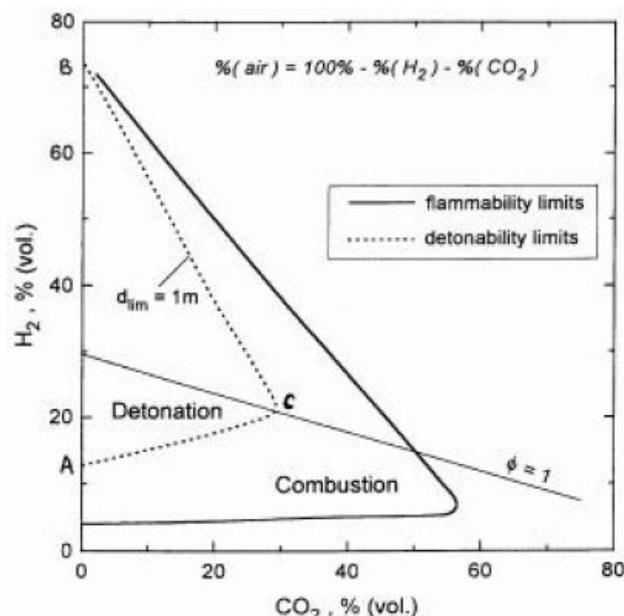
Die obere und untere Detonationsgrenze (ODG und UDG) sind die maximalen und minimalen Konzentrationen von Wasserstoff in Luft oder Sauerstoff, bei denen stabile Detonationen auftreten können. Diese Grenzen werden durch die Größe und Geometrie der Umgebung sowie durch die Konzentration des Brennstoffs bestimmt [49]. Sie unterscheiden sich von den

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Entflammbarkeitsgrenzen, die eher die Grenzen für die langsame Flammenausbreitung als die Grenzen für die Ausbreitung der Überschall-Detonationswelle festlegen. Die Detonabilitätsgrenzen liegen immer innerhalb des Entflammbarkeitsbereichs. Die Detonabilitätsgrenzen sind keine grundlegenden Eigenschaften des Gemischs, da sie stark von der Art und Größe des Versuchsaufbaus abhängen. Der Durchmesser des Rohrs, in dem sich die Detonation ausbreiten kann, sollte in der Größenordnung der Detonationszellengröße λ liegen (siehe unten).

Der im technischen Bericht ISO/TR 15916:2004 [50] genannte Detonationsbereich liegt bei 18-59 Vol.-% Wasserstoff in Luft. Der Detonationsbereich von 13-70 Vol.-% wird für Wasserstoff-Luft in einem Rohr mit 43 cm Durchmesser angegeben [51]. Ein noch niedrigerer Wert der Detonationsgrenze von 12,5 Vol. % wurde in der russischen Detonationsversuchsanlage RUT, der größten ihrer Art, beobachtet [1]. Der breiteste Detonationsbereich für Wasserstoff in Luft 11-59 Vol.-% wird von Alcock et al. empfohlen [6].

Der Detonabilitätsbereich hängt von der Art des Oxidationsmittels ab. So wird der Detonabilitätsbereich für Wasserstoff-Luft-Gemische mit einem Intervall von 18,2-58,9 Vol.-% angegeben, während er für Wasserstoff-Sauerstoff-Gemische bei 15-90 Vol.-%. Eine Erhöhung der Temperatur (T) von 293 auf 373 K führt zu einer Erweiterung des Detonabilitätsbereichs: Die UDG verringert sich von 11,6 auf 9,4 Vol.-%, während sich die ODG bei Wasserstoff-Luft-Gemischen von 74 auf 76,9 Vol.-%. Der Detonabilitätsbereich hängt auch stark von der Zugabe von Verdünnungsmitteln zu wasserstoffhaltigen Gemischen ab. Die Auswirkungen von drei Verdünnungsmitteln, Kohlendioxid (CO₂), Wasser (H₂O) und Stickstoff (N₂), auf die Detonations- und Entflammbarkeitsgrenzen sind in den Abbildungen 19-21 dargestellt.



Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Abbildung 19. Auswirkung der Zugabe von Kohlendioxid zu Wasserstoff-Luft-Gemischen auf den Bereich der Detonationsfähigkeit/Entflammbarkeit [53].

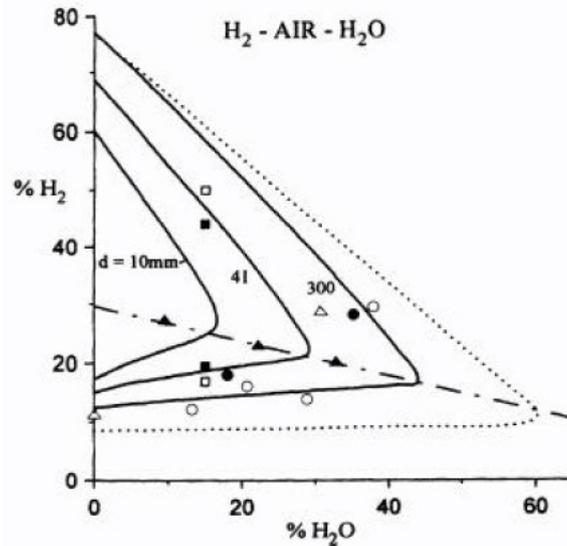


Abbildung 20. Auswirkung des Wasserzusatzes zu Wasserstoff-Luft-Gemischen auf den Bereich der Detonationsfähigkeit [53].

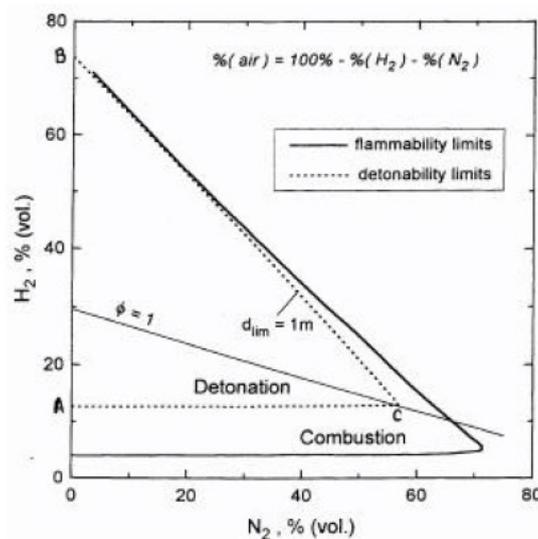


Abbildung 21. Auswirkung des Stickstoffzusatzes zu Wasserstoff-Luft-Gemischen auf den Bereich der Detonationsfähigkeit [53].

Die Zugabe von Kohlendioxid (CO_2) als Verdünnungsmittel verändert den Detonationsbereich des Wasserstoff-Luft-Gemischs erheblich, der in Gegenwart dieses Verdünnungsmittels reduziert wird (Abbildung 19). Der Detonationsbereich wird auch in Anwesenheit von Wasser erheblich reduziert. Die Größe des Rohrdurchmessers wirkt sich ebenfalls auf den Detonationsbereich von Wasserstoff-Luft-Gemischen aus (Abbildung 20). Bei Vorhandensein von Stickstoff (N_2) wird die ODG mit zunehmender Konzentration des Verdünnungsmittels stark reduziert, aber sowohl UEG als auch UDG bleiben nahezu unverändert (Abbildung 21).

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

7.4 Größe der Detonationszelle und Struktur der Detonationsfront

Sobald die Detonation ausgelöst wurde, breitet sie sich aus, solange sich das Gemisch innerhalb der Detonationsgrenzen befindet und die Wolke ausreichend groß ist. Eine Detonationswelle hat eine komplexe 3D-Struktur mit einem charakteristischen Fischschuppenmuster, wie in den Abbildungen 22 und 23 [54] und anschließend in Abbildung 25 [58] dargestellt.

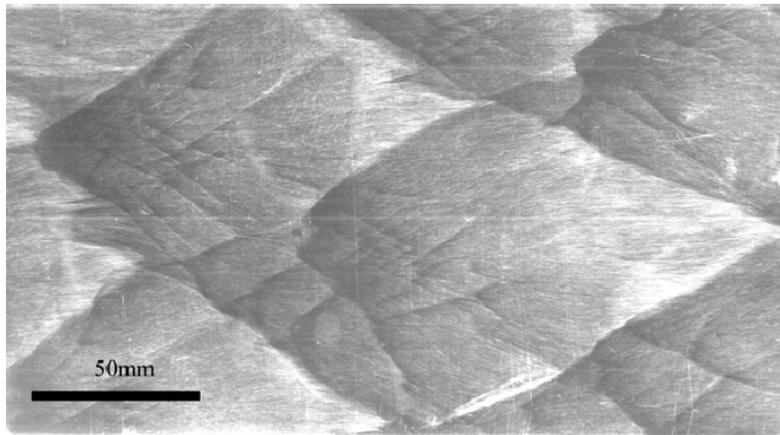


Abbildung 22. Eine zelluläre Struktur der Detonationswelle (Detonation breitet sich von links nach rechts aus) [54].

Die Detonation kann sich durch Kanäle mit einer charakteristischen Größe in der Größenordnung der *Detonationszellengröße* (λ) ausbreiten. Die Größe der Detonationszellen ist ein Maß für die Reaktivität eines Kraftstoff-Oxidationsmittel-Gemischs. Die Wellenfront ist nicht eben und besteht aus Reaktionszellen. Hochreaktive Gemische wie Acetylen-Luft haben sehr kleine Zellgrößen (etwa 1 mm).

Die Detonationszellenlängen für stöchiometrische Wasserstoff-Luft- und Wasserstoff-Sauerstoff-Detonationen bei Anfangsdrücken von 101,3 kPa betragen 15,9 mm bzw. 0,6 mm [55]. Dies bedeutet, dass sich die Wasserstoff-Sauerstoff-Detonation durch kleinere Kanäle ausbreiten kann als die Wasserstoff-Luft-Detonation. Die Größe der Detonationszellen ist eine Funktion der Zusammensetzung des Gemischs. Die Abhängigkeit der Detonationszellengröße (λ) für Wasserstoff-Luft-Gemische von der Wasserstoffkonzentration ist in Abbildung 24 dargestellt [56]. In einer anderen experimentellen Arbeit wurden die Werte der Detonationszellengröße für ein stöchiometrisches Wasserstoff-Luft-Gemisch mit 1,1-2,1 cm gemessen [57].

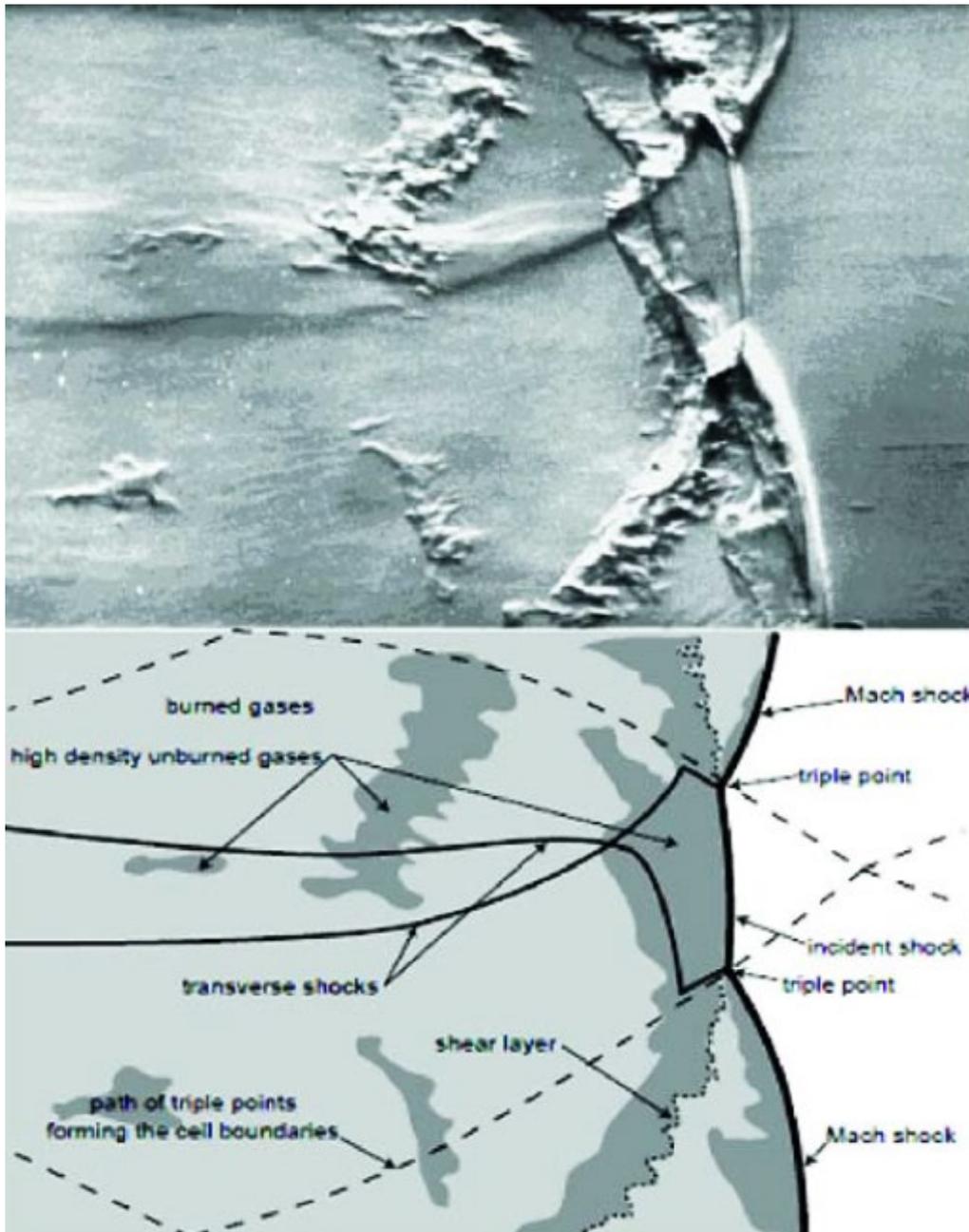


Abbildung 23. Schlierenaufnahme der hydrodynamischen Detonationsstruktur und erläuternde Skizze [54].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

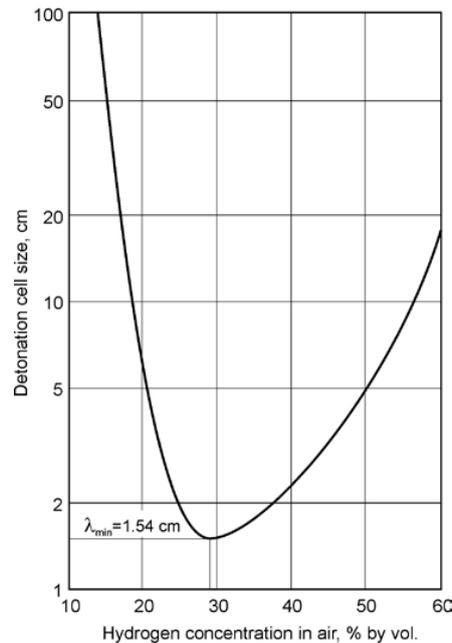


Abbildung 24. Größe der Detonationszelle in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration in Luft [56].

Die Größe einer Detonationszelle nimmt zu, je mehr sie sich den Detonationsgrenzen nähert. Je größer also der Maßstab eines Versuchsgeräts ist, desto kleiner ist der Wert der UDG (desto größer ist die ODG). Die Detonationsgrenzen von Wasserstoff-Luft-Gemischen gleicher Konzentration nehmen mit dem Maßstab einer brennbaren Wolke zu. Dies erklärt den Unterschied zwischen der von Alcock et al. [6] angegebenen unteren Detonationsgrenze von Wasserstoff von 11 Vol.-% und dem in der internationalen Norm ISO/TR 15916:2004 [50] vorgeschlagenen unterschätzten Wert von 18 Vol.-%.

Die Struktur einer Detonationsfront ist in Abbildung 25 schematisch dargestellt. Im Folgenden wird eine 2D-Darstellung der Detonationsfrontstruktur nach dem Modell von Zeldovich, von Neumann und Döring (ZND) gegeben.

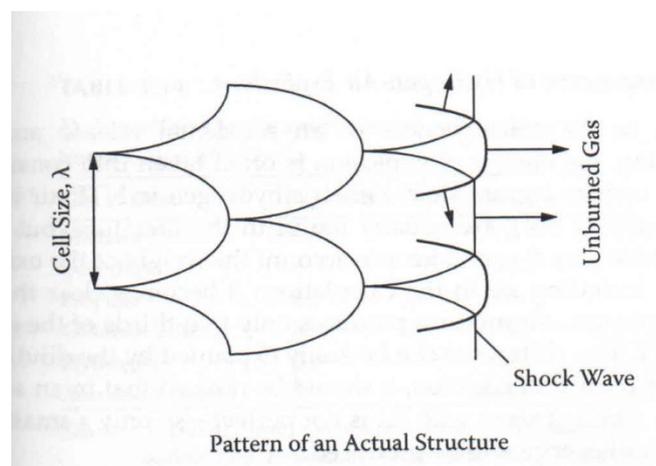


Abbildung 25. Eine 2D-Darstellung der Struktur einer Detonationsfront [58].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Die Zellengröße nimmt bei Wasserstoff-Luft-Gemischen mit steigendem Druck ab. Die Zellenbreite von Wasserstoff-Luft-Detonationen nimmt mit der Konzentration von Verdünnungsmitteln (z. B. Kohlendioxid oder Wasser) deutlich zu.

7.5 Kritischer Rohrdurchmesser für das Einsetzen der Detonation

Eine Detonation kann nur dann auftreten, wenn die Größe eines Kanals oder des Gemischvolumens ausreichend größer ist als die Größe der Detonationszelle λ (wenn sich eine Überschallströmung entwickelt).

- $D > \lambda / \pi$, wobei D ein glatter Rohrrinnendurchmesser ist;
- $d > \lambda$, wobei d die Querabmessung des ungehinderten Durchgangs in einem Kanal mit Hindernissen ist;
- $L > 7\lambda$, wobei L eine allgemeinere charakteristische Größe ist, die für Räume oder Kanäle definiert ist;
- $D_{jet} > (14\sim 24)\lambda$, wobei sich D_{jet} auf den Strahlaustrittsdurchmesser bezieht.

Für das überlastete Gebiet mit stöchiometrischem Wasserstoff-Luft-Gemisch wurde DDT in einer Wolke mit 4 g Wasserstoff beobachtet.

7.6 Direkte Auslösung von Detonationen

Die Fähigkeit eines Wasserstoff-Luft-Gemisches, eine Detonation direkt auszulösen, ist größer als die von Kohlenwasserstoffen. Die direkte Auslösung der Detonation eines Wasserstoff-Luft-Gemisches ist durch 1,1 g des hochexplosiven Tetryl möglich [43]. Nur 1,86 g des hochexplosiven TNT (Trinitrotoluol) werden benötigt, um eine Detonation in einem 34,7-prozentigen Wasserstoff-Luft-Gemisch in der offenen Atmosphäre auszulösen. Bei 20 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch steigt die kritische TNT-Ladung jedoch deutlich auf 190 g an [43]. Zum Vergleich wird die Energiefreisetzung bei der Explosionsreaktion von 1 g TNT willkürlich auf 4,184 kJ normiert (siehe TNT-Äquivalent in Wikipedia), und die untere Verbrennungswärme von 1 g Wasserstoff ist gleich $(241,7 \text{ kJ mol}^{-1} / 2,016 \text{ g mol}^{-1}) = 119,89 \text{ kJ}$. Das TNT-Äquivalent von Wasserstoff ist also hoch und beträgt 28,65, was bedeutet, dass die von 1 g Wasserstoff freigesetzte Energie energetisch 28,65 g TNT entspricht [1, 43].

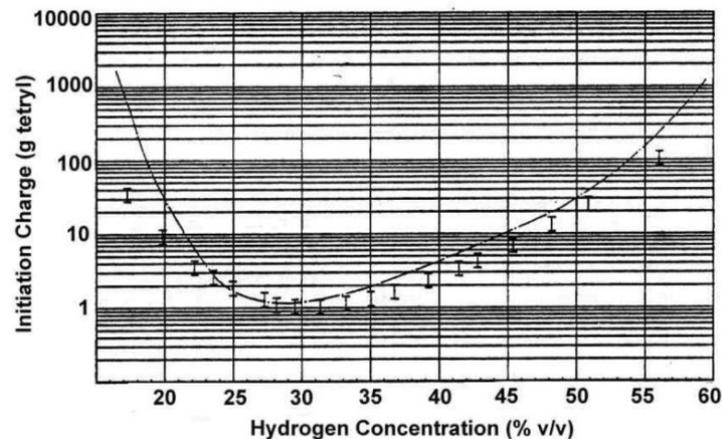


Abbildung 26. Minimale Zündenergien für die direkte Detonation von Wasserstoff-Luft-Gemischen [60].

Der Zündenergiebedarf für Wasserstoff gehört zu den niedrigsten aller brennbaren Kraftstoff-Sauerstoff-Gemische (MZE von GH_2 in Luft am NTP beträgt 0,017 mJ). Bei vielen Wasserstoff-Sauerstoff-Gemischen ohne Verdünnung kann die Zündung durch einen Funken (z. B. 1-5 mJ in Experimenten [59]) oder eine Flamme eine vollständige Detonation erzeugen. Wie Abbildung 26 zeigt, nimmt die erforderliche Zündenergie eines Wasserstoff-Luft-Gemischs zunächst ab und dann zu, wenn der Volumenanteil des Wasserstoffs von 15 auf 60% steigt. Bei einer Wasserstoffkonzentration von etwa 28 % liegt die Mindestzündladung bei etwa 1-2 g explosivem Tetryl.

Die Mindestzündenergien für Deflagrationen und Detonationen verschiedener Brennstoffe sind in Tabelle 3 angegeben. Die Mindestenergie, die zur Auslösung einer Detonation eines Wasserstoff-Luft-Gemischs erforderlich ist, liegt bei etwa 1×10^7 mJ, was etwa neun Größenordnungen höher ist als die MZE für eine Deflagration (0,017 mJ).

Tabelle 3. Die Mindestwerte der Energie, die für die Auslösung von Deflagrationen und Detonationen von Wasserstoff, Methan und Propan erforderlich sind.

Art des Kraftstoffs	Mindestzündungen/Initiierungsenergie	
	Deflagration, mJ	Detonation, mJ
Wasserstoff	0.017	$1.0 \cdot 10^7$
Methan	0.25	$2.3 \cdot 10^{11}$
Propan	0.28	$2.5 \cdot 10^9$

Der dimensionslose Detonationsdruck (P_1/P_0 , Chapman-Jouguet-Gleichgewichtswerte¹) und die Temperatur (T_1/T_0) für Wasserstoff-Luft- und Wasserstoff-Sauerstoff-Gemische sind in

¹ Die Chapman-Jouguet-Bedingung gilt annähernd für Detonationswellen bei hochexplosiven Stoffen. Sie besagt, dass sich die Detonation mit einer Geschwindigkeit ausbreitet, bei der die reagierenden Gase gerade die Schallgeschwindigkeit erreichen, wenn die Reaktion endet.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

der nachstehenden Tabelle 4 angegeben. Die Verhältnisse P_1/P_0 und T_1/T_0 geben den Druck- und Temperaturanstieg über den Detonationsschock an.

Tabelle 4. Detonationsparameter von stöchiometrischen Wasserstoff-Luft- und Wasserstoff-Sauerstoff-Gemischen in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration [49]

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

7.7 Detonation eines 30%igen Wasserstoff-Luft-Gemisches

Das LES-Modell wurde angewandt, um eine halbkugelförmige Detonation eines 30-prozentigen Wasserstoff-Luft-Gemischs in einem Polyethylenballon mit einem Radius von 5,23 m zu simulieren, die sich durch eine ungehinderte Umgebung ausbreitet [23]. Die Detonation wurde direkt am Boden gezündet. Abbildung 27 zeigt Schnappschüsse des Experiments. Die Überdruckdynamik der Druckwelle wurde in einer Entfernung von 15,6 m aufgezeichnet und der entsprechende Druckwellenimpuls wurde berechnet.

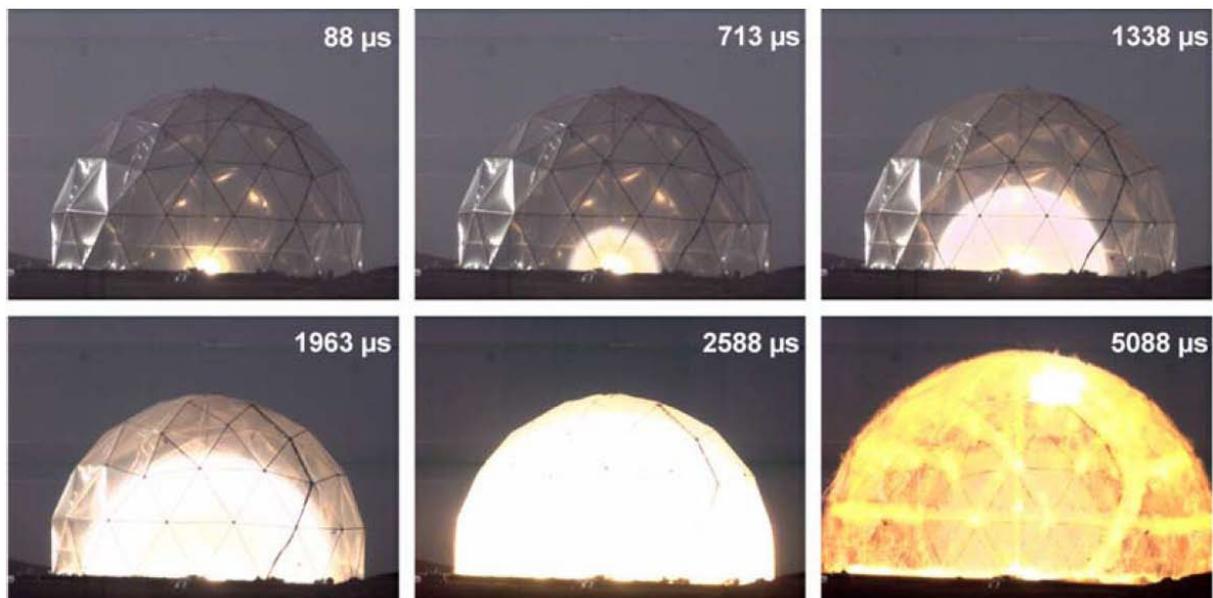


Abbildung 27. Halbkugelförmige Detonationen eines Wasserstoff-Luft-Gemisches (30 Vol.-%) in einem Polyethylenballon (Radius 5,23 m) [23].

Die nach [61] ermittelte Detonationsgeschwindigkeit (Chapman-Jouguet) für 30 Vol.-% Wasserstoff-Luft-Gemisch betrug $D = 1,977$ m/s [1], der Chapman-Jouguet-Druck 15,3 MPa

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

[1]. Die experimentelle Dynamik einer Druckwelle aus einer Detonation in 15,61 m Entfernung vom Zündpunkt ist in Abbildung 28 dargestellt und mit den Simulationsergebnissen überlagert. Die Übereinstimmung ist im Allgemeinen akzeptabel, wobei der simulierte Explosionsüberdruck in der Spitze um 25 % unter der Vorhersage liegt.

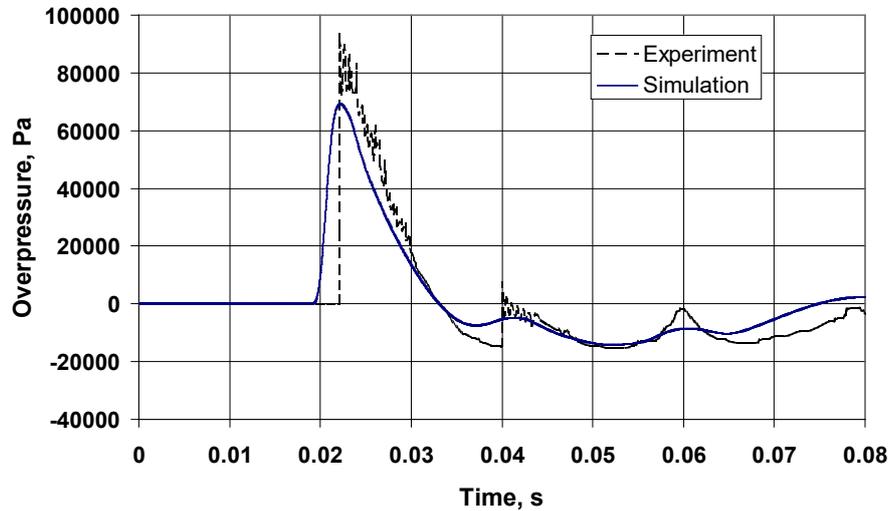


Abbildung 28. Die experimentelle und simulierte Überdruckdynamik der Druckwelle in einer Entfernung von 15,61 m [1].

Im Gegensatz zur Druckdynamik der Druckwelle stimmt der berechnete Impuls gut mit dem Experiment überein (Abbildung 29). Dies ist vermutlich auf die korrekte Energiebilanz des Modells zurückzuführen.

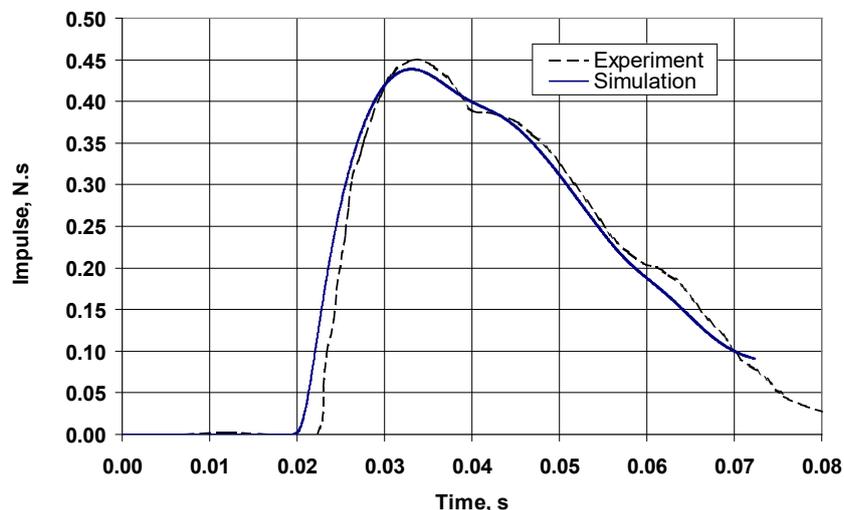


Abbildung 29. Der experimentelle und simulierte Druckwellenimpuls in 15,61 m Entfernung [1].

8. Die Auswirkungen von Druckwellen auf Menschen und Gebäude

Die Druckwellen sind in mehrfacher Hinsicht schädlich. Diese lassen sich in primäre, sekundäre und tertiäre Wirkungen einteilen [62].

- Primäre Auswirkungen:
 - Schädigung des Gehörs
 - Schäden an der Lunge und anderen inneren Organen
- Sekundäre Auswirkungen:
 - Verletzungen durch umherfliegende Trümmer (z. B. Glasscherben)
 - Einsturz von Bauwerken auf Menschen mit schweren Verletzungen oder Todesfolge
- Tertiäre Effekte:
 - Eine Ganzkörperverschiebung einer Person

Es ist nicht nur der Überdruck, der Schaden anrichtet, sondern auch der Impuls, der auf eine Person oder ein Objekt einwirkt, der Ort, an dem sich die Person befindet und die persönliche Ausrüstung, die sie trägt.

Die an der Universität Ulster entwickelte Methode [63] ermöglicht es den Benutzern, die Gefahrenabstände für Menschen und Gebäude zu bestimmen, wenn ein Hochdruck-Wasserstofftank (entweder freistehend oder an Bord eines BZ-Fahrzeugs) bei einem Brand zerbricht. Die Methodik schlägt eine Reihe von Nomogrammen für die grafische Bestimmung der Gefahrenabstände beim Bruch eines freistehenden Tanks (Abbildung 32a und Abbildung 36a) und eines Tanks unter dem Fahrzeug (Abbildung 32b und Abbildung 36b) im Brandfall vor.

Der von Baker et al. [64] beschriebene vorübergehende Hörverlust, der bei einem Überdruck von mehr als 1,35 kPa und Impulsen von mehr als 1 Pa·s auftritt, wird als Schwelle für "Kein Schaden" für Menschen angesehen. Die Schwellenwerte für "Verletzung" und "Tod" für Menschen und die Schwellenwerte für Gebäude, die in den Tabellen 5 und 6 dargestellt sind, wurden aus [65] übernommen.

Tabelle 5. Die Schwellenwerte der Überdrücke für die Gefährdung von Menschen (im Freien).

Wirkung	Überdruck, kPa
Vorübergehende Schwellenverschiebung [64]: "Unbedenklichkeitsschwelle für den Gefahrenabstand (Evakuierungspereimeter)	1.35
1 % Wahrscheinlichkeit, dass das Trommelfell reißt (als "Verletzungsschwelle" gewählt) [65]	16.5

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

1 % Wahrscheinlichkeit einer tödlichen Lungenblutung (als Schwellenwert für "tödliche Blutungen" gewählt) [65]	100
--	-----

Tabelle 6. Die Schwellenwerte des Überdrucks für Gebäudeschäden [65].

Schaden	Überdruck, kPa
Kleinere Schäden am Haus	4.8
Teilabriss des Hauses - es bleibt bewohnbar	6.9
Fast vollständige Zerstörung des Hauses	34.5-48.3

Die oben in den Tabellen 5 und 6 beschriebenen Schadenskriterien für Menschen und Schadenskriterien für Gebäude werden in den nachstehenden Nomogrammen für die Bestimmung der Gefahrenabstände bei einem Bruch von freistehenden und unter Fahrzeugen befindlichen Hochdruck-Wasserstofftanks mit unterschiedlichem Volumen und unterschiedlichem Druck verwendet.

8.1 Bruch eines freistehenden Tanks bei einem Brand

Die Nomogramme für die grafische Berechnung von Gefahrenabständen und -zonen durch eine Druckwelle, die durch einen eigenständigen (stationären) Bruch eines Hochdruck-Wasserstofftanks im Feuer erzeugt wird, wurden von Kashkarov et al. [66] an der Universität Ulster im Jahr 2020 vorgestellt. Die Nomogramme, die unter Verwendung des Modells für den Zerfall der Druckwelle [63] erstellt und anhand von Experimenten zum Bruch von 350- und 700-bar-Tanks im Brandfall validiert wurden, können zur Bestimmung von Gefahrenabständen und -zonen auf der Grundlage einer Druckwellenstärke verwendet werden, die sowohl durch Überdruck als auch durch Impuls gekennzeichnet ist. Die Einzelheiten der beiden Experimente [67], Test A und B, die für die Modellvalidierung und die Implementierung in die Nomogramme verwendet wurden, sind in Tabelle 7 aufgeführt.

Tabelle 7 Versuche zum Bruch von 700-bar-Einzeltanks [67]

Test, Behältertyp	Tank P, bar ^a	Tank V, L	Wasserstoff T, K ^b	Luft T, K
Prüfung A, Typ IV	945.4	35	379.8	282.15
Prüfung B, Typ III	994.7	36	394.2	280.15

^a Der Druck im Tank vor dem Bruch erhöhte sich aufgrund der Wärmeübertragung durch ein Feuer.

^b Die Temperatur im Tank vor dem Bruch stieg aufgrund der Wärmeübertragung durch ein Feuer an.

In Versuch A ist der gemessene Überdruck in 5 m ($\Delta p = 110,5$ kPa) um fast 33 % höher als der in 5 m in Versuch B ($\Delta p = 74,3$ kPa). Die Fernfeldüberdrücke bei 10 m sind in beiden Versuchen gleich, d.h. $\Delta p = 23,4$ kPa. Es wird davon ausgegangen, dass dieser Unterschied beim ersten Sensor auf die Art und Weise zurückzuführen ist, wie sich die Tanks zum Zeitpunkt des Bruchs öffnen. Dies könnte dazu geführt haben, dass die Druckwelle in Richtung der

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Sensoren gelenkt wurde, was zu einem höheren Überdruck am ersten Sensor in Versuch A führte.

In der numerischen Studie von Molkov et al. [67] wurde die Auswirkung des Tanköffnungsmodus zum Zeitpunkt des Bruchs erläutert. Erstens wurde im numerischen Test A der Tankbruch durch sofortige Wandentfernung dargestellt, was einen Überdruck von $\Delta p = 67,13$ kPa in 5 m Entfernung verursachte. Dieser Wert liegt um 39 % unter dem experimentellen Wert ($\Delta p = 110,5$ kPa). Zweitens wurde die Hälfte der Tankwand in Richtung der Sensoren vom Beginn der Simulation an entfernt, die andere Hälfte wurde in 0,7 ms entfernt. Diese anfängliche Öffnung einer Hälfte des Tanks erhöhte den Überdruck um 40 %, d. h. $\Delta p = 112,64$ kPa. Die Studie ergab, dass der Öffnungsmodus einen wichtigen Einfluss auf den Überdruck im Nahbereich hat. Die Auswirkung des Koeffizienten der chemischen Energie auf die Modellreproduzierbarkeit der Drücke von Test A (schwarze Kurven) und Test B (graue Kurve) sind in Abbildung 30 dargestellt. Der Anteil der chemischen Energie an der Sprengkraft, d. h. 4,2 %, liegt nahe bei den oben genannten 5,2 % [63]. Der experimentelle Druckabfall der Druckwelle für einen eigenständigen Brandversuch mit einem 350-bar-Tank im Vergleich zu den Modellvorhersagen ist in Abbildung 31 dargestellt, woraus hervorgeht, dass trotz des Unterschieds bei der Vorhersage des Spitzendrucks der Druckwelle im Nahfeld der Unterschied im Fernfeld (über 8 m) vernachlässigbar ist.

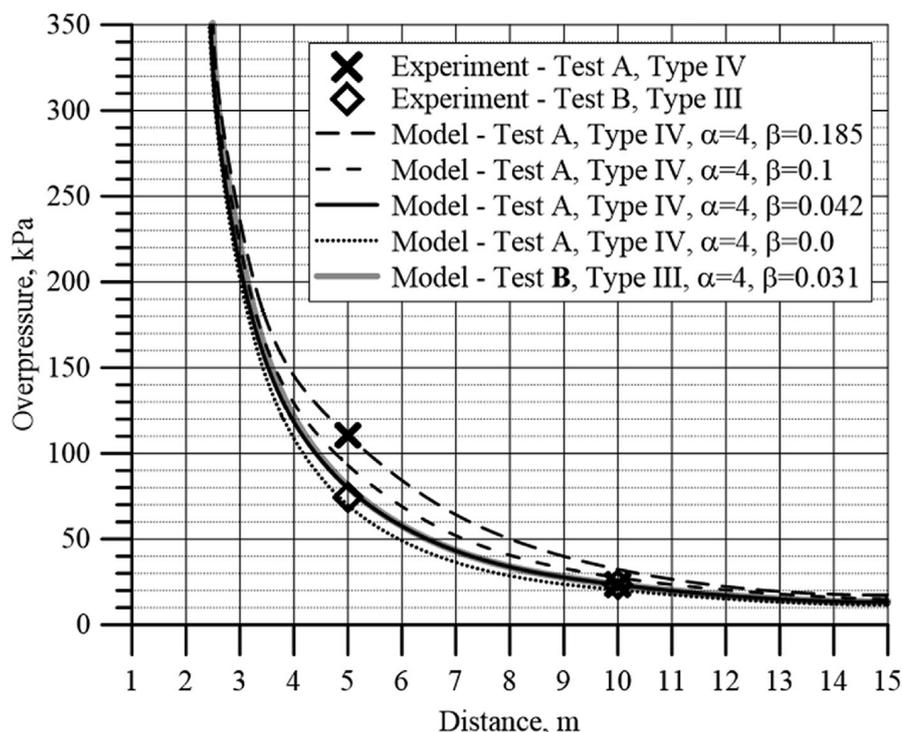


Abbildung 30. Experimentelle Messungen der Druckwellenüberdrücke in Test A und B (Symbole) und Modellvorhersagen von Test A und Test B mit $\alpha = 4$ und verschiedenen Koeffizienten für die chemische Energie β (Kurven) [66].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

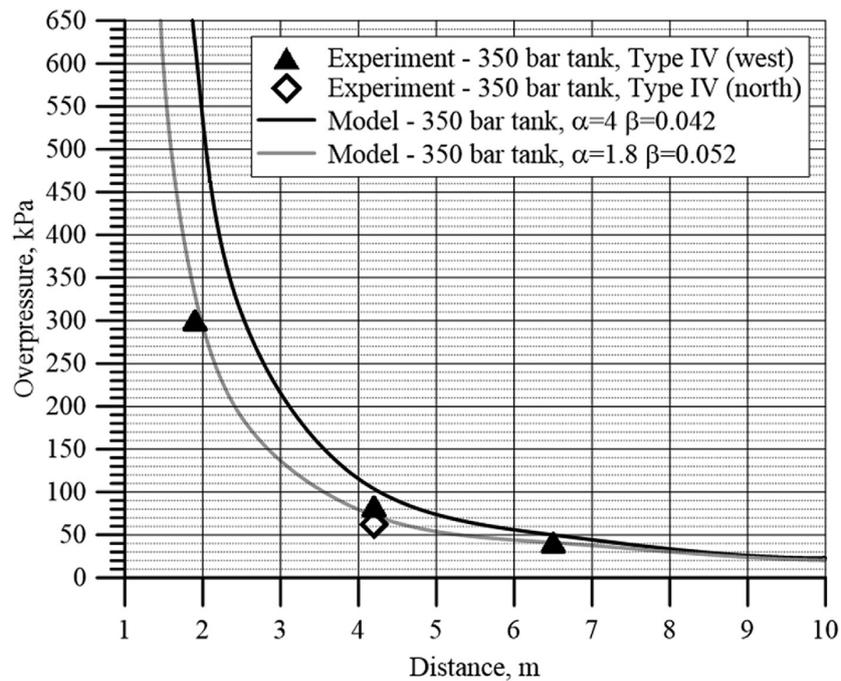
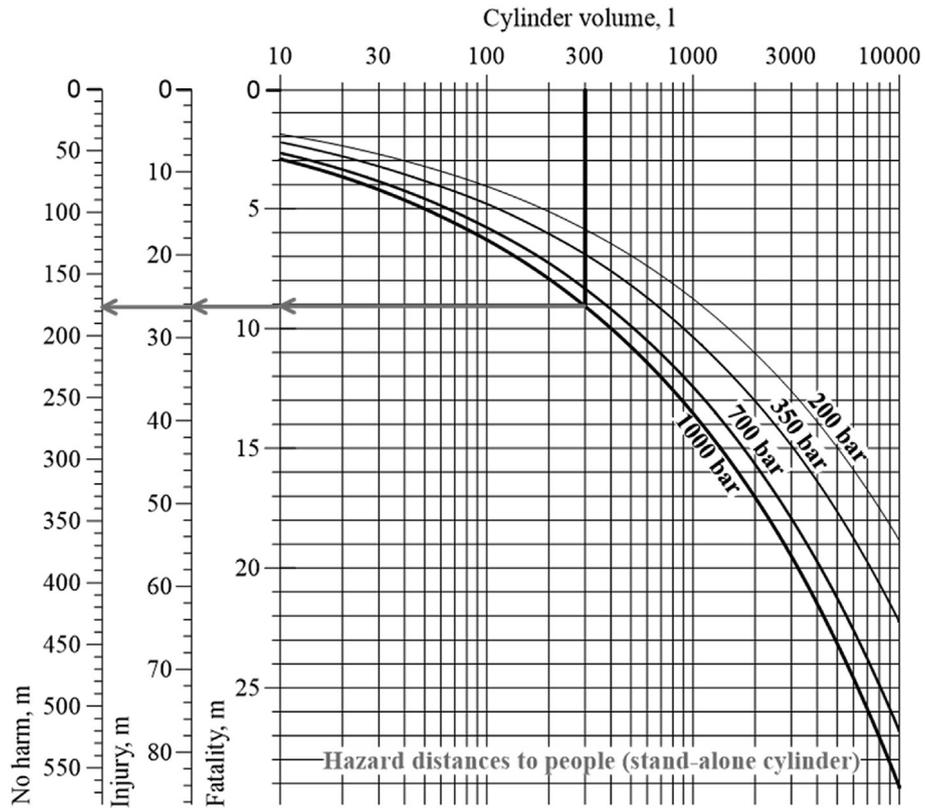


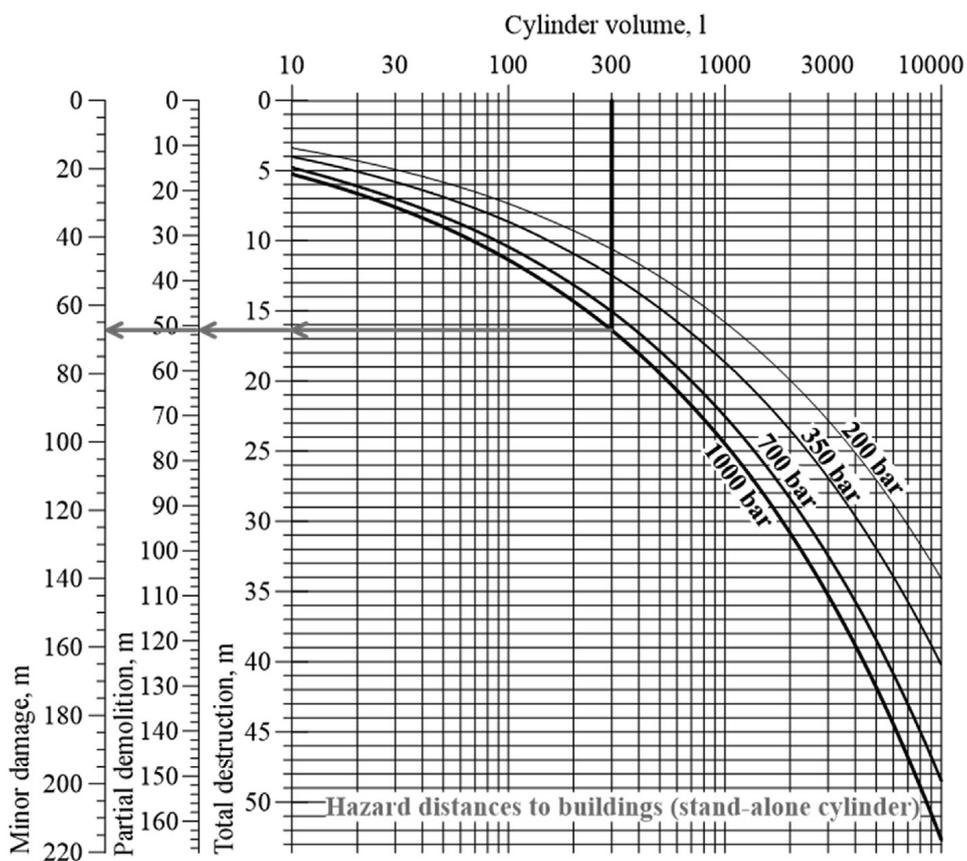
Abbildung 31. Experimenteller Druckabfall der Druckwelle für einen eigenständigen Brandversuch mit einem 350-bar-Tank im Vergleich zu Modellvorhersagen mit $\alpha = 4$, $\beta = 0,042$ (für eigenständige Tanks mit NWP 700 bar [66] und Koeffizienten $\alpha = 1,8$, $\beta = 0,052$ [63]).

Darüber hinaus ermöglicht Abbildung 32a den Gefahrgutbeauftragten, die Gefahrendistanzen für Menschen bei einem Bruch eines Einzeltanks im Brandfall zu bewerten, während Abbildung 32b die Gefahrendistanzen für Gebäude bei einem Einzeltank darstellt.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen



(a)



(b)

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Abbildung 32. Die Nomogramme für die Bestimmung der Gefahrenabstände für Menschen (a) und für Gebäude (b) durch den Bruch eines Einzel tanks.

Die Nomogramme für die Wasserstoffsicherheitstechnik im Falle eines eigenständigen Tankbruchs bei einem Brand sind in Abbildung 33 und Abbildung 34 dargestellt. Eine Möglichkeit, sie zu verwenden (direktes Problem), besteht darin, den interessierenden Überdruck und Impuls zu wählen und dann einen Gefahrenabstand für einen Tank mit einem bestimmten Volumen und Speicherdruck zu definieren. Eine andere Möglichkeit (inverses Problem) besteht darin, den Abstand zur Tankposition zu wählen und dann die entsprechenden Überdruck- und Impulswerte zu ermitteln. Die Nomogramme sind in den Abbildungen 33 und 34 dargestellt (graue gepfeilte Linien für das direkte Problem und schwarze Linien für das inverse Problem).

Betrachten wir die Druckwelle, die durch den Bruch eines Tanks mit einem Volumen von 10 l und einem Druck von 700 bar entsteht (typische Parameter für einen Motorradtank). Um den Evakuierungsumfang, d.h. die "No Harm"-Distanz, zu ermitteln, wählen wir zunächst eine Überdruck-Schadensschwelle in einer Druckwelle für die "No Harm"-Distanz, d. h. 1,35 kPa, und ziehen eine Linie von der "Überdruck"-Achse (horizontale graue, nach rechts gerichtete Pfeillinie in Abbildung 33) bis zu einer schwarzen Lagerdruckkurve. Dann wird die vertikale Linie nach oben bis zur interessierenden Volumenkurve gezogen (für dieses Beispiel wird ein Volumen von 10 l angenommen). Soll das Volumen ausgewählt werden, muss die letzte waagerechte Linie nach links gezogen werden, bis die "Distanz"-Achse mit dem zugewiesenen benötigten Speicherdruck erscheint (lesen Sie die Beschriftungen oben). Der graue Pfeil im Beispiel zeigt die ermittelte Entfernung an, die etwa 50 m beträgt. Für jeden Zwischenwert des Volumens, wie z. B. 30 L, muss der Benutzer eine zusätzliche Kurve parallel zur nächstgelegenen bestehenden Volumenkurve im oberen Teil des Nomogramms (Abbildung 33) einzeichnen, indem er die Skalenteilung zwischen den Volumenkurven auf der rechten Seite des Nomogramms verwendet.

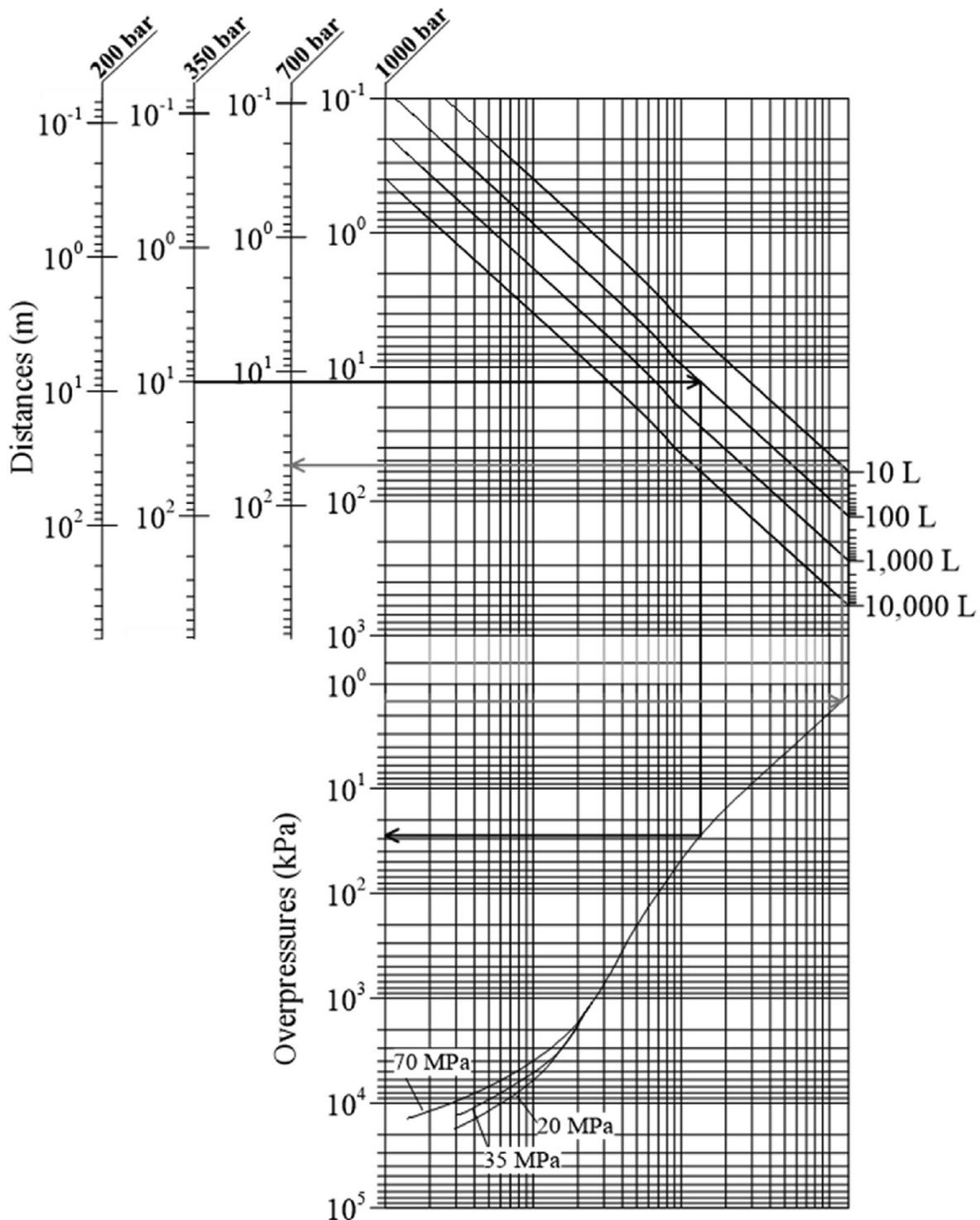


Abbildung 33. Überdruck-Entfernungs-Nomogramm für die Druckwelle beim Bruch eines unabhängigen Wasserstofftanks bei einem Brand für Ingenieure der Wasserstoffsicherheit.

Die Nomogramme können verwendet werden, um einen Überdruck und einen Impuls in einer bestimmten Entfernung zu bestimmen, wie im Beispiel der 10 m Entfernung und des 100-Liter-Tanks mit einem Druck von 350 bar, der in den Abbildungen 33 und 34 mit schwarzen Pfeilen dargestellt ist. Der Benutzer sollte den Druck des Tanks festlegen, indem er die diesem Druck zugeordnete vertikale linke obere Achse (in diesem Fall 350 bar) auswählt und eine horizontale

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

Linie von der Markierung 10 m nach rechts bis zur Volumenkurve zieht. Sobald das Volumen gewählt ist (in unserem Beispiel 100 l), wird die Linie nach unten bis zur Druckkurve (Abbildung 33) oder zur Volumenkurve (Abbildung 34) e gezogen, je nachdem, welches Nomogramm verwendet wird. Vom Schnittpunkt mit dieser Kurve wird eine weitere horizontale Linie zur linken Achse gezogen, die den "Überdruck" (Abbildung 33) oder den "Impuls" definiert (in Abbildung 34 wird die Achse gewählt, die dem gleichen Tankdruck zugeordnet ist). Der ermittelte Wert des Überdrucks der Druckwelle in 10 m Entfernung nach dem Bruch des Tanks bei einem Brand beträgt etwa 28 kPa und der Impuls etwa 62 Pa · s.

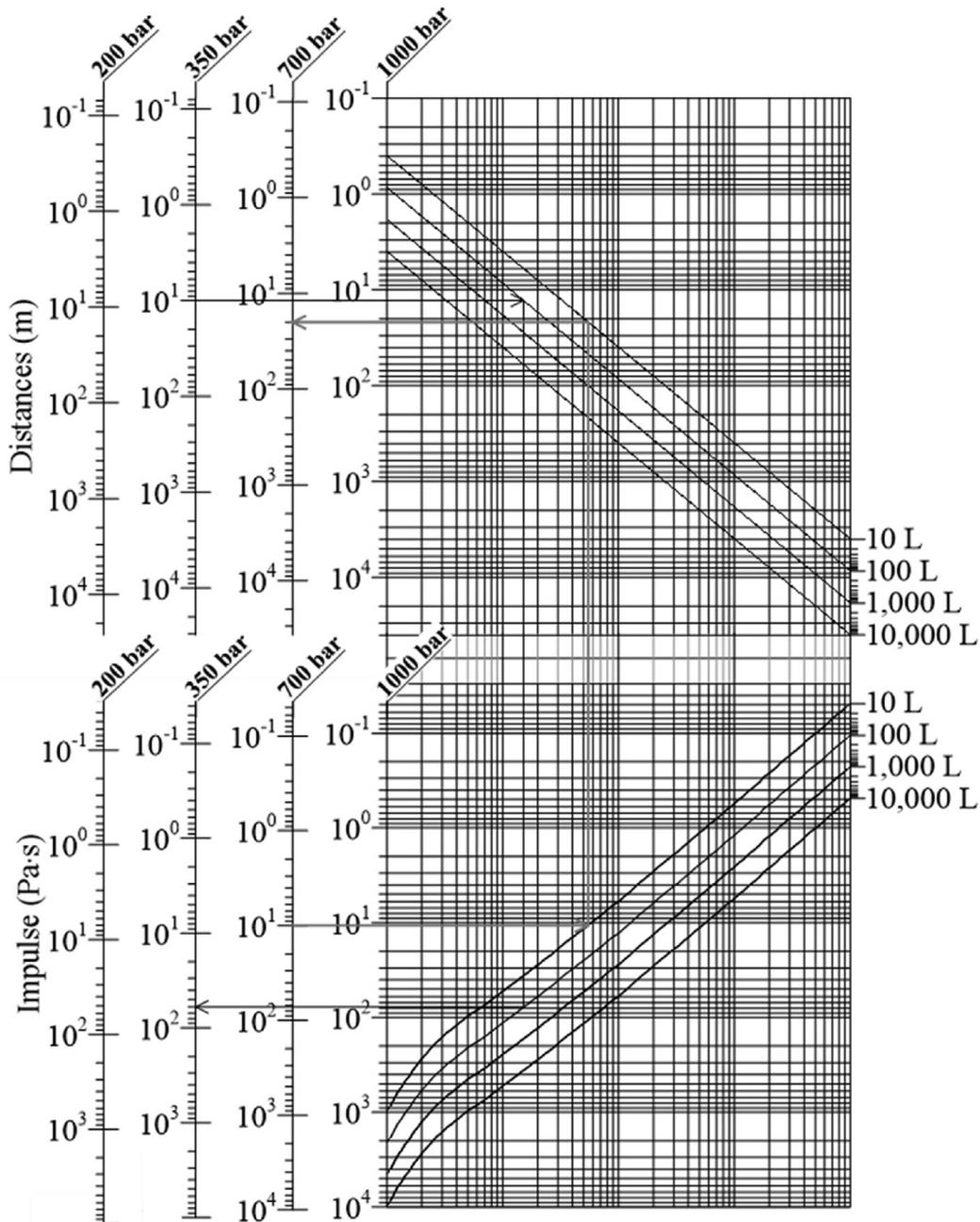


Abbildung 34. Impuls-Entfernungs-Nomogramme für die Druckwelle beim Bruch eines Wasserstofftanks in einem Brandfall für Ingenieure der Wasserstoffsicherheit.

8.2 Bruch eines unter dem Fahrzeug befindlichen Tanks bei einem Brand

Es sei darauf hingewiesen, dass aus der Sicht der Berechnung der Explosionsfestigkeit ein Zylinderbruch unter dem Fahrzeug in einigen Szenarien bis zu einem gewissen Grad als "eigenständige" Anwendung betrachtet werden kann. Dies kann z. B. der Fall sein, wenn sich ein Fahrzeug bei einem Unfall überschlägt oder wenn der Tank auf einem Fahrzeugdach, z. B. in Bussen, oder an der Fahrzeugseite gelagert ist. Dies ist jedoch ein konservativer Ansatz, da der Energieverlust zur Beschädigung einer Fahrzeugkarosserie vernachlässigt würde. Der experimentelle Abfall des Drucks der Druckwelle für 350 bar freistehende und unter dem Fahrzeug befindliche Tanks und der Vergleich mit den berechneten Daten mit verschiedenen Koeffizienten für mechanische, α , und chemische Energie, β , sind in Abbildung 35 dargestellt. Die Modellierungsergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten [66].

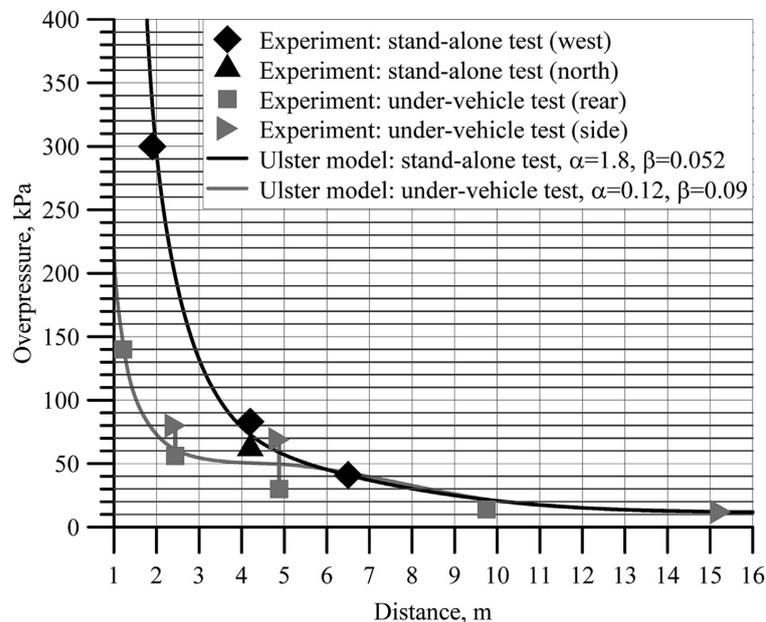
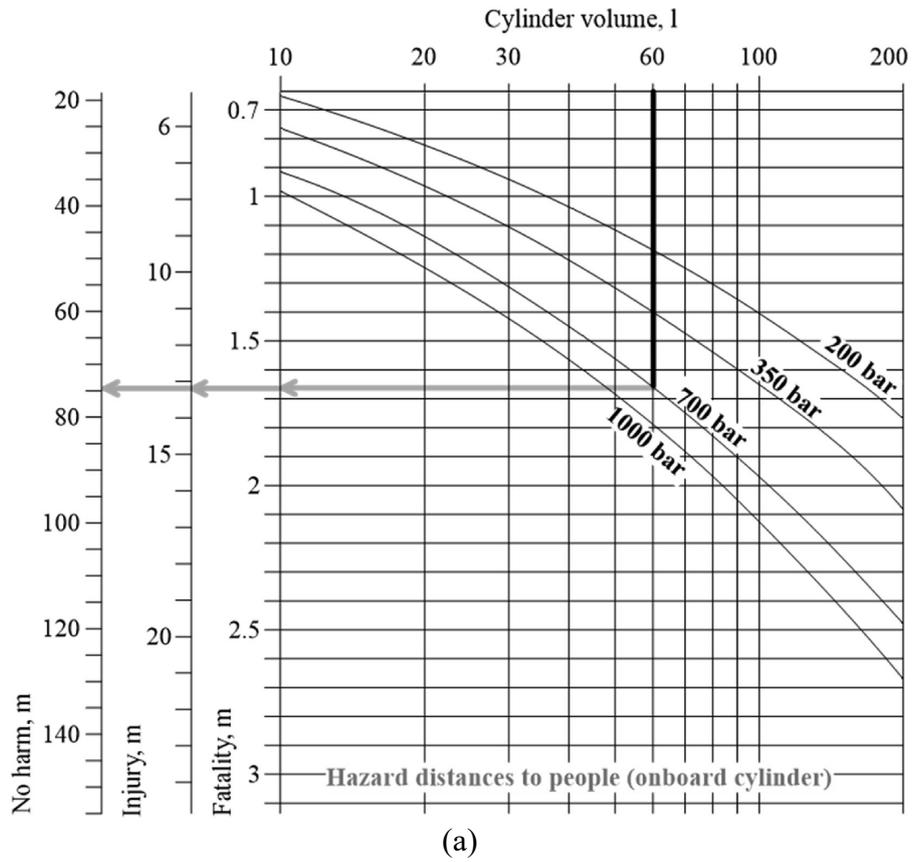


Abbildung 35. Versuche mit 350-bar-Einzeltanks und Tanks unter dem Fahrzeug und Vorhersagen des an der Universität Ulster entwickelten Modells [63].

Abbildung 36 zeigt zwei Nomogramme, die zur Bestimmung der Gefahrenabstände für den Bruch des Tanks unter dem Fahrzeug bei einem Brand verwendet werden. Die Verwendung der Nomogramme kann anhand eines Beispiels in Abbildung 36 grafisch erläutert werden. Zunächst sollte der Benutzer das Volumen des Wasserstofftanks auf einer horizontalen Achse (z. B. 60 l) und den Tankinnendruck auf entsprechenden Kurven (z. B. 70 MPa) auswählen. Der Schnittpunkt einer Druckkurve mit der vertikalen Linie, die dem ausgewählten Tankvolumen entspricht, wird mit einem schwarzen Pfeil angezeigt. Zweitens wird die horizontale Linie vom Schnittpunkt in Richtung der roten vertikalen Achse auf der linken Seite gezogen (mit einem roten Pfeil dargestellt), um den "Todesabstand" zu ermitteln. Die "Todesfall"-Entfernung beträgt im gewählten Beispiel 1,67 m. Um die Entfernungen für die "Verletzten" und die "Unversehrten" zu ermitteln, muss die Linie einfach zur gelben bzw.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

grünen Achse verlängert werden. Im ausgewählten Beispiel beträgt die Verletzungsdistanz 13,2 m und die Nichtschadensdistanz 75 m.



Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

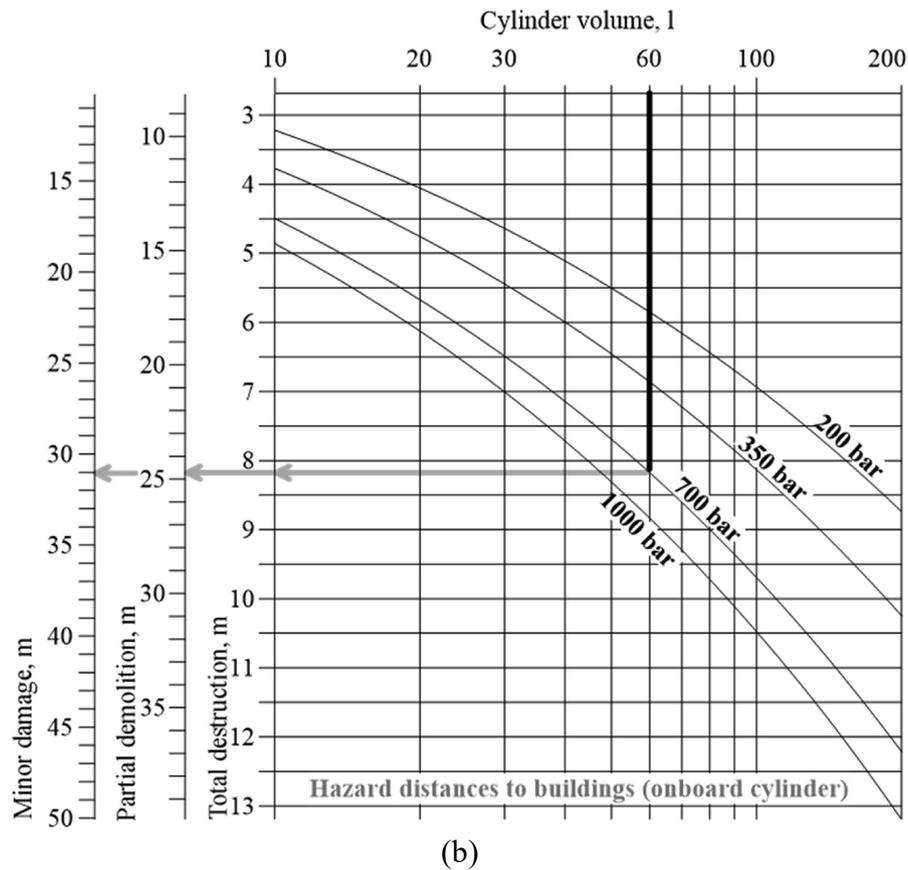


Abbildung 36. Die Nomogramme für die Bestimmung der Gefahrenabstände für Menschen (a) und Gebäude (b) beim Bersten eines Tanks unter dem Fahrzeug (Beispiel eines Tanks von 60 l, 700 bar).

In den Abbildungen 37 und 38 sind zwei Nomogramme zur Bestimmung der Gefahrenabstände und der Druckwellencharakteristik bei einem Tankbruch an Bord dargestellt. Das ausgewählte Beispiel einer Wasserstoffspeicheranwendung mit einem Volumen von 60 l und einem Speicherdruck von 700 bar ist mit gepfeilten Linien dargestellt. Ein Beispiel für die Verwendung des Nomogramms in Abbildung 37 lautet wie folgt. Um einen Überdruck aus der betrachteten Anwendung, d. h. 60 l und 700 bar Fahrzeugtanks, zu ermitteln, wird die "zusätzliche" Volumenkurve für 60 l in Abbildung 37 eingezeichnet (parallel zur 100-l-Kurve). Aus dem Diagramm mit den schwarz gepfeilten Linien geht hervor, dass der Überdruck im Abstand von 10 m 22 kPa beträgt.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

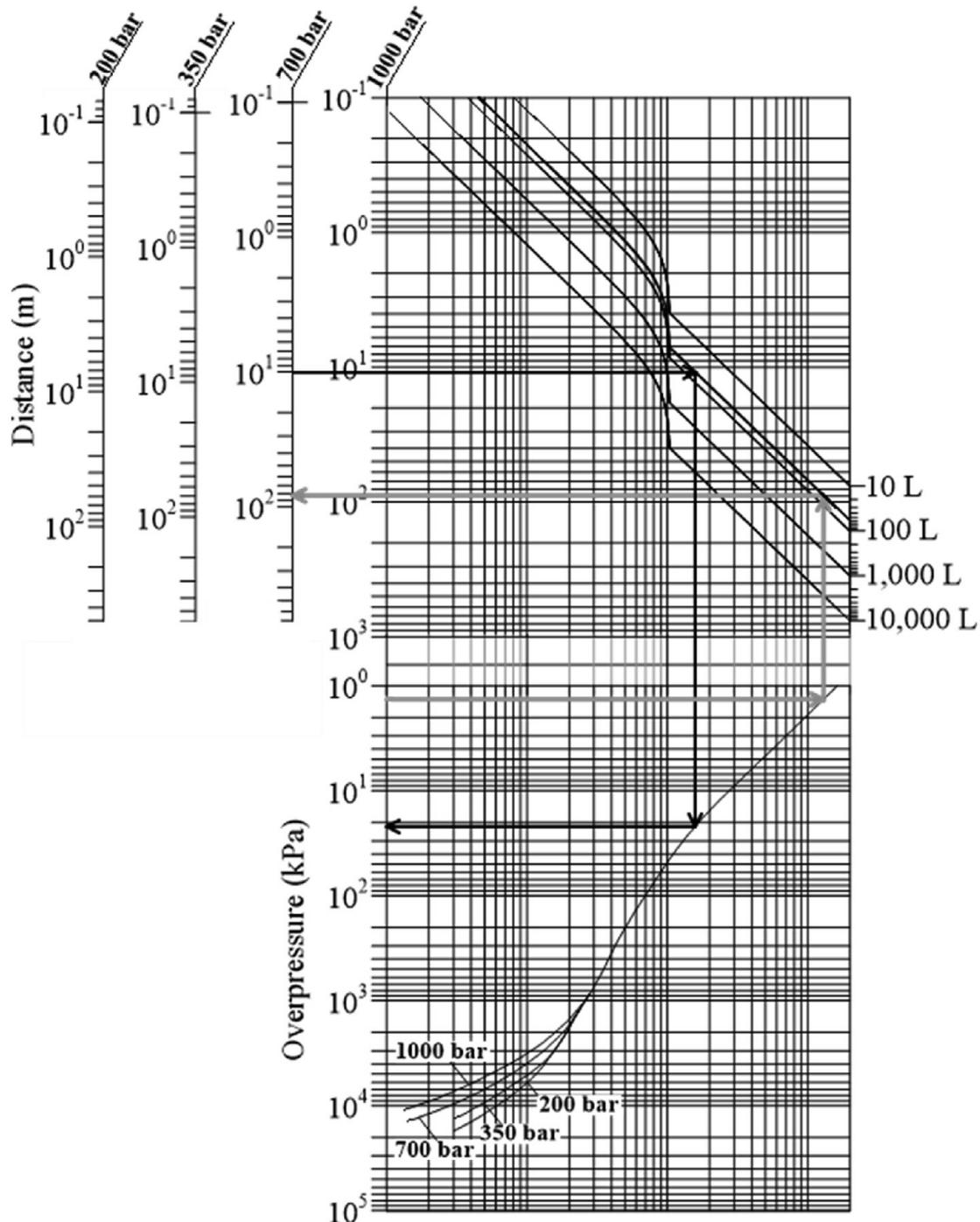


Abbildung 37. Nomogramm für den Überdruck in einer Druckwelle bei einem Tankbruch an Bord (unter dem Fahrzeug) bei einem Brand für Ingenieure für Wasserstoffsicherheit.

Ermitteln wir den Evakuierungsperimeter ("No Harm"-Gefährdungsschwelle), d. h. die Entfernung, in der der Überdruck der Druckwelle auf 1,35 kPa abfällt. Zunächst müssen wir eine graue Pfeillinie von 1,35 kPa nach rechts bis zum Schnittpunkt mit der Druckkurve ziehen. Dann wird die Linie nach oben bis zum Schnittpunkt mit der neu erstellten 60-Liter-Volumenkurve im oberen Teil des Nomogramms fortgesetzt. Danach ziehen wir die horizontale Linie nach links bis zum Schnittpunkt mit der Achse "700 bar". Daraus ergibt sich ein Evakuierungsumfang von 82 m. Dieser Wert weicht etwas (um 9 %) von dem Wert von 75

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

m ab, der für denselben Tank mit dem Nomogramm in Abbildung 38 ermittelt wurde. Der Unterschied liegt innerhalb eines akzeptablen Fehlers von 10 %, der für grafische Ingenieurwerkzeuge charakteristisch ist. Das gleiche Verfahren und Beispiel wird auf das Impulsnomogramm angewandt (siehe Abbildung 38).

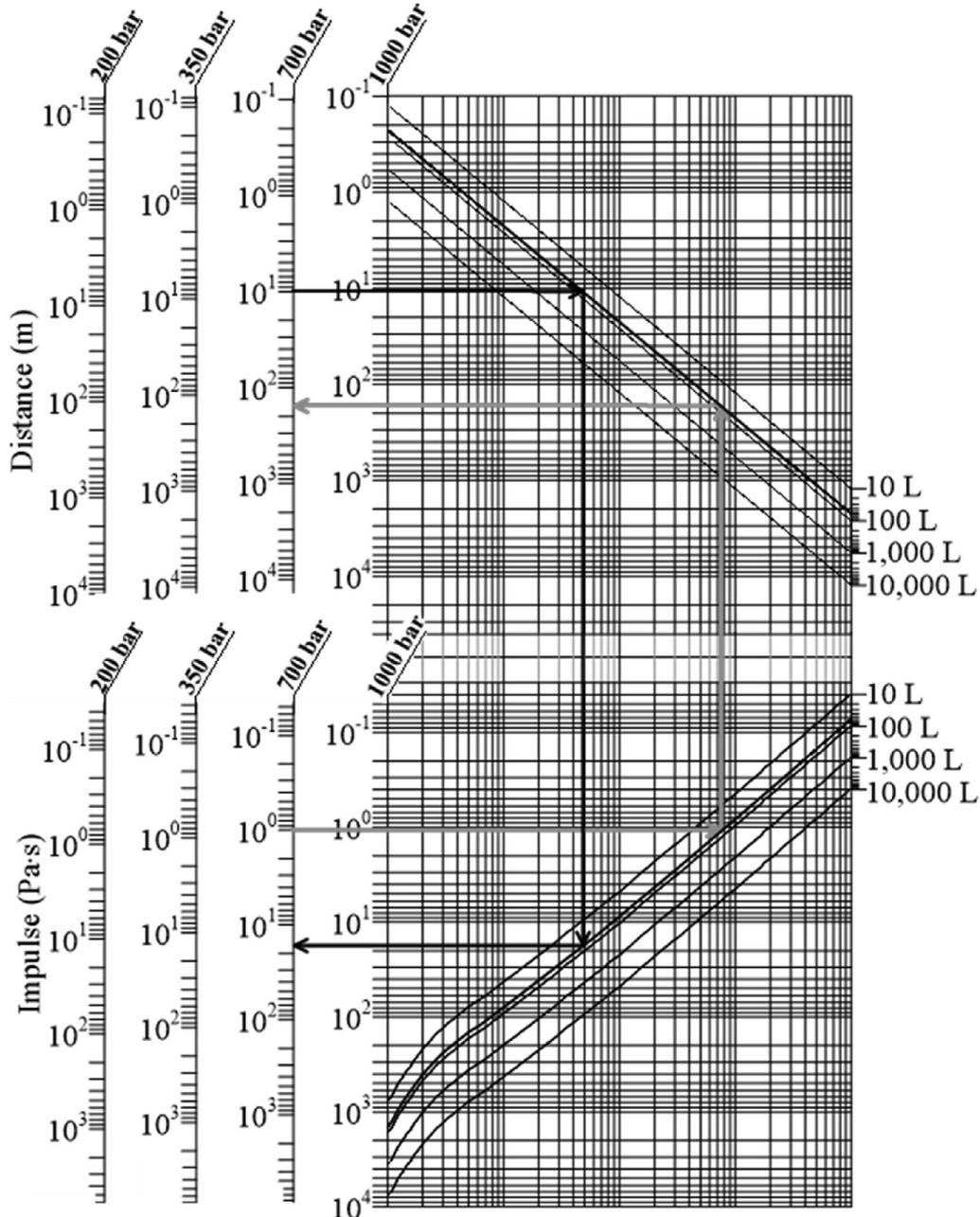


Abbildung 38. Nomogramm für den Impuls einer Druckwelle, die durch den Bruch eines Tanks an Bord (unter dem Fahrzeug) bei einem Brand entsteht, für Ingenieure der Wasserstoffsicherheit.

9. Wirkung von Splintern und Trümmern

Die meisten Modellierungsansätze befassen sich mit den Auswirkungen von Explosion und Feuer. In vielen Wasserstoffexplosionsszenarien ist jedoch auch die Flugbahn von Splintern

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

oder Trümmern von Bedeutung und in einigen Fällen sogar vorherrschend. Bei Wasserstoffgasexplosionen ist dies typischerweise bei Szenarien der Fall, bei denen ein gewisses Maß an Einschluss oder Umschließung vorhanden ist. Wenn der Verbrennungsprozess von einer Deflagration zu einer Detonation übergeht, kann die Wurfweite von Splittern oder Trümmern verheerend sein. Beispiele hierfür sind Gasexplosionen in Industrieanlagen, in einer Garage oder einem Parkhaus oder in einem Kernkraftwerk. Diese Szenarien können zu einer großen Gefahr durch Trümmer oder Splittern führen. Bei diesen Szenarien handelt es sich in der Regel um einen Behälterbruch, der zu Geschossen aus Splittern und Trümmern führt. Jede Risikobewertungsmethode für Wasserstoff sollte Modelle für den Austritt von Trümmern oder Splittern enthalten.

Im Allgemeinen sind die Anfangsbedingungen für eine Flugbahn durch die Verteilung der Masse der Splitter oder der Trümmer, die Abschussgeschwindigkeit und die Abschussrichtung definiert. Diese Bedingungen werden durch den Versagensprozess und die anschließende Beschleunigung durch die expandierenden Gase bzw. Reaktionsprodukte bestimmt. Damit einher geht eine Druckentlastung durch die zunehmende Entlüftungsfläche zwischen den beschleunigenden Teilen.

Der Zerfall von Gebäuden aus Stahlbeton oder Ziegeln bei einer internen Gasexplosion ist ein komplizierteres Phänomen. Im Falle einer (schwachen) Verpuffung setzt sich die Verbrennung während des Aufbrechens fort, und Trümmer werden ausgeworfen. Die Kopplung zwischen Druckaufbau, Entlüftung und Abriss bestimmt, welcher Teil der Struktur betroffen ist.

10. Mögliche Maßnahmen zur Eindämmung von Explosionen

Präventionsmaßnahmen [62]:

Passive Maßnahmen:

- Durchflussbegrenzer zur Minimierung der Wasserstoffmasse, die im Falle einer Leckage an der Bildung eines entflammbareren Gemischs beteiligt ist,
- Vermeiden Sie nach Möglichkeit enge Räume,
- Natürliche Belüftung,
- Abwesenheit von Zündquellen.

Aktive Maßnahmen:

- Aufspüren und Isolieren von Wasserstofflecks.

Abwehrmaßnahmen [62]:

Passive Maßnahmen:

- Entlüftung bei Verpuffungen,

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

- Gefahren- und Sicherheitsabstände,
- Barrieren.

Aktive Maßnahmen:

- Notfallmaßnahmen,
- Erkennung,
- Stromabschaltung.

10.1 Abschwächung von DDT

Zu den Strategien zur Minimierung der Gefahr einer Flammenbeschleunigung oder Detonation gehören [50]:

- Vermeidung von Engpässen und Staus, in denen sich entzündliche Wasserstoff-Luft-Gemische bilden können;
- Verwendung von Flammensperren, kleinen Öffnungen oder Kanälen, um die Ausbreitung von Verpuffungen und Detonationen innerhalb eines Systems zu verhindern;
- Verwendung von Verdünnungsmitteln, wie Dampf oder Kohlendioxid, oder von Sauerstoffverarmungstechniken, wo dies möglich ist, und von Wassersprüh- oder -nebelssystemen, um die Flammenbeschleunigung zu verzögern. Diese Empfehlung der Norm ISO/TR 15916:2004 [50] ist mit Vorsicht zu genießen, da Flammen mit Wasserstoff-Luft-Vormischung nur schwer zu löschen sind und um die Tropfen in starken Wassersprays brennen oder sich sogar beschleunigen können [68];
- Reduzieren Sie die Größe eines Systems, wo immer es möglich ist, um die Grenzen der Detonationsfähigkeit zu verringern;
- Da die Verbrennung von Wasserstoff, insbesondere in großem Maßstab, anfällig für DDT ist, gibt es ernsthafte Bedenken, wie die Technologien sicherer gemacht werden können. Für diese Art von Anwendungen könnte die Sicherheitsstrategie darin bestehen, den Verbrennungsprozess eines wasserstoffhaltigen Gemisches so zu organisieren und zu steuern, dass das dem Brenner zugeführte Gemisch zwischen der unteren Entflammbarkeitsgrenze und der unteren Detonationsgrenze liegt.

10.2 Vermeidung von DDT für eine Brennstoffzelle

Die Experimente von Pro-Science (Deutschland) mit einem Modell einer Brennstoffzelle (FC) führten zu den folgenden Beobachtungen und Schlussfolgerungen:

- Es wurde eine erhebliche Flammenbeschleunigung festgestellt, die zu einem hohen Überdruck führte, der bei einer Gesamtinjektionsmasse von 15 g und 25 g zur vollständigen Zerstörung der Versuchsanlage führte. Sowohl die experimentellen als auch die numerischen Untersuchungen des FC-Musters deuten darauf hin, dass die

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

insgesamt eingespritzte Masse bei der untersuchten Konfiguration weniger als 6 g betragen sollte, um die Überdrücke unter 10 bis 20 kPa zu halten. Bei diesem 6 g-Inventar könnten noch Raketeneffekte möglich sein. Daher scheint ein Inventar von 1 g ein gutes Ziel für die Sicherheit einer unbeabsichtigten Freisetzung in diesem FC-Anschauungsmodell zu sein [69].

- Der Druck in der Zuleitung und der Durchmesser der Rohrleitung und der Drosselblende sollten den Massenstrom des Wasserstoffs auf ein technisches Niveau begrenzen, das für die Funktion des FC erforderlich ist. Die Freisetzungsdauer, die sich aus der Zeit ergibt, die erforderlich ist, um das Leck zu erkennen und das Ventil zu betätigen, sollte so weit wie möglich reduziert werden, um die Freisetzung von mehr als 1 g Wasserstoff auszuschließen. Eine Schätzung zeigt, dass bei einem 50 kW FC, der eine Wasserstoffverbrauchsrate von knapp unter 1 g/s benötigt, die Leckerkennungszeit und die Zeit zum Abschalten der Versorgungsleitung zusammen weniger als 1 s betragen sollten.
- Diese letzte Anforderung ist mit den derzeit verfügbaren Sensoren nur schwer zu erfüllen. Innovative Systeme zur Leckerkennung, z. B. auf der Grundlage der Analyse von Versorgungsdruckschwankungen, müssen entwickelt und implementiert werden, um ein akzeptables Sicherheitsniveau zu gewährleisten. Das Gitterhindernis, das in den Pro-Science-Experimenten verwendet wurde, um den Stau in der realen Brennstoffzelle zu imitieren, führte zu einer starken Flammenbeschleunigung [69]. Die Verstopfung des Innenraums des FC-Gehäuses sollte durch eine sorgfältige Konstruktion so weit wie möglich vermieden werden.

Danksagung

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

Referenzen

1. Molokov, V (2012). Fundamentals of hydrogen safety engineering, Part I and Part II. Available from: www.bookboon.com, free download e-book.
2. Dorofeev, SB (2007). Evaluation of safety distances related to unconfined hydrogen explosions. International Journal of Hydrogen Energy. Vol. 32, pp. 2118-2124.
3. NFPA, National Fire Protection Association (2009). Compressed Natural Gas (CNG) Vehicular Fuel Systems Code, 52.
4. Chapman, DL (1899). On the rate of explosion in gases. Philosophical Magazine. Vol. 47, pp. 90-104.
5. Jouguet, JCE (1905-1906). On the propagation of chemical reactions in gases. Journal des Mathématiques Pures et Appliquées, vol. 1, pp. 347-425, 1905; continued vol. 2, pp. 5-85, 1906.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

6. Alcock, JL, Shirvill, LC and Cracknell, RF (2001). Comparison of existing safety data on hydrogen and comparative fuels. Deliverable report of European FP5 project EIHP2, May 2001. Available from: http://www.eihp.org/public/documents/CompilationExistingSafetyData_on_H2_and_ComparativeFuels_S..pdf [accessed on 02.12.20].
7. Jordan, T (2008). Overview of hydrogen and fuel cell technologies. 1st ISCARW “Progress in Hydrogen Safety”, September 2008, University of Ulster, Belfast
8. Pfortner, H and Schneider, H (1983). Fraunhofer-institut für treib- und explosivstoffe. ICT-Projektforschung 19/83. Forschungsprogramm "Prozeßgasfreisetzung - Explosion in der Gasfabrik und Auswirkungen von Druckwellen auf das Containment". Ballonversuche zur Untersuchung der Deflagration von Wasserstoff/Luft-Gemischen (Abschlußbericht). Dezember 1983.
9. Molkov, V, Makarov, D and Schneider, H (2006). LES modelling of an unconfined large-scale hydrogen-air deflagration. *Journal of Physics D: Applied Physics*. Vol. 39, pp. 4366-4376.
10. Molkov, VV, Makarov, DV, Verbecke, F and Schneider, H (2007). Supra LES of accelerating premixed hydrogen-air flames in the open atmosphere. Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-Equilibrium Processes, Plasma, Combustion and Atmospheric Phenomena (NEPCAP), Sochi, Russia, June 2007.
11. Gorev, VA, Miroshnikov, SN and Troshin, YaK (1980) Pressure waves from gaseous explosions. In: Detonation, *Proceedings of the VI All-Union Symposium on Combustion and Explosions*, (23-26 September 1980, Almaty), Chernogolovka, Institute of Chemical Physics of Academy of Sciences of USSR, 1980, pp.110-113.
12. Molkov, VV (2009). A multi-phenomena turbulent burning velocity model for large eddy simulation of premixed combustion. In: *Nonequilibrium Phenomena: Plasma, Combustion, Atmosphere*. Eds. Roy GD, Frolov SM and Starik AM, Torus Press, Moscow, pp. 315-323.
13. Verbecke, F, Makarov, D and Molkov, V (2009). VLES of lean hydrogen-air deflagrations in a closed 5.7m height vessel. 6th Mediterranean Combustion Symposium, Ajaccio, France.
14. Kumar, RK and Bowles, EM (1990) Flame acceleration in hydrogen/air mixtures in a vertical cylinder filled with obstacles. Proceedings of the 2nd Int. Conf. on Containment Design and Operation, Toronto, Canadian Nuclear Society, 14-17 October 1990.
15. Whitehouse, DR, Greig, DR and Koroll, GW (1996). Combustion of stratified hydrogen-air mixtures in the 10.7 m³ combustion test facility cylinder. *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 166, 453-462.
16. Dorofeev, SB (2008). Flame acceleration and transition to detonation: a framework for estimating potential explosion hazards in hydrogen mixtures. *Lecture presented at the 3rd European Summer School on Hydrogen Safety*, Belfast, UK, 21-30 July 2008.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

17. Ciccarelli, G and Dorofeev, S (2008). Flame acceleration and transition to detonation in ducts. *Progress in Energy and Combustion Science*. Vol. 34, pp. 499–550.
18. Bradley, D (1999). Instabilities and flame speeds in large-scale premixed gaseous explosions. *Phil. Trans. R. Soc. Lond. A*. Vol. 357, pp. 3567-3581.
19. Bradley, D, Cresswell, TM and Puttock, JS (2001). Flame acceleration due to flame-induced instabilities in large-scale explosions. *Combustion and Flame*. Vol. 124, pp. 551-559.
20. Lipatnikov, AN (2007). Turbulent combustion of hydrogen-air mixtures. *Lecture presented at the 2nd European Summer School on Hydrogen Safety*, Belfast, UK, 30 Jul – 8 Aug 2007.
21. Lipatnikov, AN and Chomiak, J (2005). Molecular transport effects on turbulent flame propagation and structure. *Progress in Energy and Combustion Science*, vol. 31, pp. 1-73.
22. Kuznetsov, VR and Sabelnikov, VA (1990). *Turbulence and Combustion*. Hemisphere Publishing Corporation. 1st edition.
23. Groethe, M, Merilo, E, Colton, J, Chiba, S, Sato, Y and Iwabuchi, H (2005). Large-scale hydrogen deflagrations and detonations, *Proceedings of the 1st International Conference on Hydrogen Safety*, 8-10 September 2005, Pisa, Paper 120105.
24. Molkov, V, Verbecke, F and Makarov, D (2008). LES of hydrogen-air deflagrations in a 78.5 m tunnel. *Combustion Science and Technology*. Vol. 180 (5), pp. 796-808.
25. Gamezo, VN, Ogawa, T and Oran, ES (2007). Numerical simulations of flame propagation and DDT in obstructed channels filled with hydrogen-air mixture. *Proc. Comb. Inst.* Vol. 31, pp. 2463-2471.
26. Landau, LD and Lifshits, EM (1988) *Hydrodynamics*, Nauka, Moscow, p.733.
27. NFPA 68 (2007) *Guide for venting of deflagrations*, NFPA, Quincy, MA, USA.
28. Molkov, V, Verbecke, F, and Saffers, JB. (2008). Venting of uniform hydrogen-air deflagrations in enclosures and tunnels: vent sizing and prediction of overpressure. 7th ISHPMIE, St. Petersburg, Russia, July 7–11, 2008.
29. EN14994:2007. *Gas explosion venting protective systems*.
30. Lamoureux, N, Djebaili-Chaumeix, N and Paillard, C-E (2003). Laminar flame velocity determination for H₂-air-He-CO₂ mixtures using the spherical bomb. *Experimental Thermal and Fluid Science*. Vol. 27, pp. 385-393.
31. Tse, SD, Zhu, DL and Law, CK (2000). Morphology and burning rates of expanding spherical flames in H₂/O₂/inert mixtures up to 60 atmospheres. *Proceedings of the 28th Symposium (International) on Combustion*, Pittsburgh, PA: The Combustion Institute, pp. 1793-1800.
32. Babkin, VS (2003). Private communication. Institute of Chemical Kinetics and Combustion, Siberian Branch, Russian Academy of Science, Novosibirsk, Russia.

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

33. Pasma, HL, Groothuizen, ThM and de Gooijer, H (1974). Design of pressure relief vents. In: *Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries*, Ed. by C.H. Buschman, pp. 185-189.
34. HyIndoor. Deliverable D5.1. "Guidelines on fuel cell indoor installation and use", http://www.hyindoor.eu/wp-content/uploads/2014/06/HyIndoor-Guidelines_D5.1_Final-version3a.pdf [accessed on 02.12.20]
35. Friedrich, A, Grune, J, Jordan, T, Kotchourko, A, Kotchourko, N, Kuznetsov, M, Sempert, K, Stern, G (2007). Experimental study of hydrogen-air deflagrations in flat layer, Intl. Conf. on Hydrogen Safety, 11 – 13 September 2007, San Sebastian, Spain.
36. Tamanini F. Partial-volume deflagrations e characteristics of explosions in layered fuel/air mixtures. In: Proc. 3rd Int. seminar on fire and explosion hazards (ISFEH3), Lake Windermere, England; 2000. p. 103-117.
37. Buckland I. Explosions of gas layers in a room size chamber, vol. 58. Institution of Chemical Engineers Symposium Series; 1980.
38. Whitehouse DR, Greig DR, Koroll GW. Combustion of stratified hydrogen-air mixtures in the 10.7 m³ combustion test facility cylinder. Nucl Eng Des 1996;166:453-462.
39. Makarov D, Hooker P, Kuznetsov M, Molkov V. Deflagrations of localised homogeneous and inhomogeneous hydrogen-air mixtures in enclosures. Int J Hydrogen Energy 2018;43:9848-9869.
40. Stamps D, Cooper III E, Egbert R, Heerdink S, Stringer V. Pressure rise generated by the expansion of a local gas volume in a closed vessel. Proc R Soc A 2009;465:3627-3646.
41. Molkov V. Venting gaseous deflagrations. DSc Thesis. Moscow: VNIPO; 1996 [in Russian].
42. Molkov VV, Nekrasov VP. Dynamics of gaseous combustion in a vented constant volume vessel. Combust Explos Shock Waves 1984;17(4):363-370.
43. BRHS, Biennial Report on Hydrogen Safety (2009). The European network of excellence "Safety of hydrogen as an energy carrier" (NoE HySafe). Available from: www.hysafe.org [accessed on 02.12.20].
44. Zbikowski, M, Makarov, D and Molkov, V (2008). LES model of large scale hydrogen-air planar detonations: Verification by the ZND theory. International Journal of Hydrogen Energy. Vol. 33, pp. 4884-4892.
45. Dorofeev, SB, Bezmelnitsin, AV and Sidorov, VP (1995). Transition to detonation in vented hydrogen-air explosions. Combustion and Flame. Vol. 103, pp. 243-246.
46. Tsuruda, T and Hirano, T (1987). Growth of flame front turbulence during flame propagation across an obstacle. *Comb. Sci. Techn.* Vol. 51, pp. 323-328.
47. Pfortner, H and Schneider, H (1984) Final Report for Interatom GmbH, Bergish Gladbach, Germany, October, Fraunhofer ICT Internal Report. (in German).

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

48. Kuznetsov, M. et al (2005). DDT in a smooth tube filled with a hydrogen-oxygen mixture. *Shock Waves*. Vol. 14(3), pp. 205-215.
49. NASA (1997). Safety standard for hydrogen and hydrogen systems. Guidelines for hydrogen system design, materials selection, operations, storage, and transportation. Technical report NSS 1740.16, Office of safety and mission assurance, Washington. Available from: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19970033338/downloads/19970033338.pdf> was cancelled on July 25 2005 [accessed 03.12.20].
50. ISO/TR 15916 (2004). Basic considerations for the safety of hydrogen systems. International Organization for Standardization. ISO Technical Committee 197 Hydrogen Technologies. International Organization for Standardization, Geneva.
51. Tieszen, SR, Sherman, MP, Benedick, WB, Shepherd, JE, Knystautas, R and Lee, JHS (1986). Detonation cell size measurements in hydrogen-air-steam mixtures. *Progress in Astronautics Aeronautics*. Vol. 106, pp. 205–219.
52. Lewis, B and von Elbe, G (1987). *Combustion, flames and explosions of gases*. 3rd edition. Academic, Press.
53. Breitung, W et al. (2000). Flame acceleration and deflagration-to-detonation transition in nuclear society. NEA/CSNI Report No. NEA/CSNI/R(2000)7.
54. Radulescu, MI, Sharpe, GJ and Law, CK (2005). The Hydrodynamic Structure of Detonations. *Proceedings of the 20th ICDEERS*, Montreal, Canada 2005.
55. Bull, DC, Ellworth, JE and Shiff, PJ (1982). Detonation Cell Structures in Fuel/Air Mixtures. *Combustion and Flame*. Vol. 45(1), pp. 7-22.
56. Lee, JHS (1982). Hydrogen air detonations. *2nd International workshop on the impact of hydrogen on water reactor safety*. Albuquerque, New Mexico.
57. Gavrikov, AI, Efimenko, AA and Dorofeev, SB (2000). A model for detonation cell size prediction from chemical kinetics. *Combustion and Flame*. Vol. 120, pp. 19-33.
58. Rigas, F and Amyotte, P (2013). *Hydrogen safety*. Boca Raton: CRC press. Taylor and Francis Group.
59. Cassut, LH (1961). Experimental investigation of detonation in unconfined gaseous hydrogen-oxygen-nitrogen mixtures. *ARS Journal*. Vol. 31, p.7.
60. Lee, JH, Kynstantus, RC, Guirao, M, Benedick, WA and Shepherd, JE (1982). Hydrogen-Air Detonations. *Proceedings of the 2nd International Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety*. M. Berman, Ed., SAND82-2456, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, October.
61. Browne, S and Shepherd, JE (2007). Linear Stability of Detonations with Reversible Chemical Reactions. Extended abstract and work-in-progress poster for the 21st International Colloquium on the Dynamics of Explosions and Reactive Systems, ENSMA, Poitiers, France, July 22-27, 2007.
62. HyFacts Project. Chapter DM. Hydrogen deflagrations and detonations. Available from: <http://hyfacts.eu/category/education-training/> [accessed on 04.01.16].

Lektion 10: Umgang mit Wasserstoffexplosionen

63. Molkov, V and Kashkarov, S (2015). Blast wave from a high-pressure gas tank rupture in a fire: stand-alone and under-vehicle hydrogen tanks. *International Journal of Hydrogen Energy*. Vol. 40, no. 36, pp. 12581–12603.
64. Baker, WE, Cox, PA, Westine, PS, Kulesz, JJ and Strehlow, RA (1983). *Explosion hazards and evaluation*. Elsevier Scientific Publishing Company.
65. Mannan, S (2005). *Lees' Loss Prevention in the Process Industries*, 3rd ed., vol. 1. Elsevier Butterworth-Heinemann.
66. Kashkarov S, Li Z, Molkov V. Blast wave from a hydrogen tank rupture in a fire in the open: Hazard distance nomograms. *Int J Hydrogen Energy*,2020;45:2429-2446.
67. Molkov V, Cirrone D, Shentsov V, Dery W, Kim W, Makarov D. Blast wave and fireball after hydrogen tank rupture in a fire. In: *In Advances in pulsed and continuous detonations*; 2018.
68. Shebeko, YuN, Tsarichenko, S G, Eremenko, OYa, Keller, VD and Trunev, AV (1990). Combustion of lean hydrogen-air mixtures in an atomized water stream. *Combustion Explosion and Shock Waves*. Vol. 26(4), pp. 426-428.
69. Friedrich, A, Kotchourko, N, Stern, G and Veser, A (2009). HYPER experiments on catastrophic hydrogen releases inside a fuel cell enclosure. *Proceedings of the Third International Conference on Hydrogen Safety*, Paper ID 118, 16-18 September 2009, Ajaccio, Corsica, France.