

Untersuchung der Gefährdung von Personen und Bauwerken in Folge des Versagens von LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge in Tunneln

vorgelegt von
M. Sc.
Robert Eberwein
ORCID: 0000-0003-3134-7456

An der Fakultät III - Prozesswissenschaften
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. habil. Jadran Vrabec
Gutachter: Prof. Dr. rer. nat. Frank Behrendt
Gutachter: PD Dr.-Ing. habil. Andreas Richter

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 19. Januar 2021

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) im Themenfeldprojekt „Sicherheit von Verkehrsinfrastrukturen“ (SiVi) unter der Leitung von Dr. Christian Knaust.

Ganz besonderer Dank gilt meinen Gutachtern Prof. Dr. rer. nat. Frank Behrendt, Technische Universität Berlin und PD Dr.-Ing. habil. Andreas Richter, Technische Universität Bergakademie Freiberg, welche mit der Übernahme der Betreuung die Entstehung der Dissertation im Wege des kooperativen Promotionsverfahrens ermöglichten, sowie Prof. Dr.-Ing. habil. Jadran Vrabec, Technische Universität Berlin, für die Übernahme des Promotionsvorsitzes.

Ebenfalls gilt mein Dank allen Kollegen und Kolleginnen der BAM, die durch ihre Unterstützung zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere danke ich dabei Dr. Florian Berchtold, Dr. Paul Blankenhagel, Kerstin Bonitz, Michael Bulin, Erik Duffner, Marina Erenberg, Dr. Abdel Karim Habib, Monika Jooß-Köstler, Dr. Christian Knaust, Philipp Müller, Dr. Robert Pulz, Dr. Andreas Rogge, Sebastian Schalau, Erik Scharff und Roberto Chaves Spoglianti de Souza für die fachliche, technische und moralische Unterstützung bei dieser Dissertation.

Des Weiteren bedanke ich mich bei Dr. Can Gernot Kreuz für die fachliche Unterstützung und das zur Verfügung gestellte Bildmaterial zu LNG-Kraftstoffspeichern, sowie Claire Pentzek, Tobias Rätzer und Johannes Rüder.

Schließlich danke ich meinen Eltern Karin und Jürgen Eberwein und ganz besonders meiner Frau Ariane Eberwein und meinen Kindern Gustav und Jakob für ihre Geduld und ihr Verständnis beim Schreiben dieser Arbeit.

Berlin, im Januar 2021

Robert Eberwein

Veröffentlichungen

Teilergebnisse der vorliegenden Arbeit wurden veröffentlicht in:

- Eberwein, R.; Rogge, A.; Behrendt, F.; Knaust, C.; Dispersion Modeling of LNG-Vapor on land – A CFD-Model Evaluation Study. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 65 (2020).

Kurzfassung

Untersuchung der Gefährdung von Personen und Bauwerken in Folge des Versagens von LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge in Tunneln

Liquefied Natural Gas (LNG) aus regenerativen Quellen, stellt einen potenziellen Kraftstoff für den Schwer- und Fernverkehr des Straßenverkehrs dar. Gegenüber seinen positiven Eigenschaften zu dem in diesem Verkehrssektor häufig verwendeten Kraftstoff Diesel birgt der Kraftstoff aber auch Gefahren für Personen und Bauwerke durch seine sehr niedrige Temperatur bei der Speicherung von ca. -160 °C und seine Explosionsfähigkeit in der Gas-Phase. In der Arbeit wurde sich mit der Gefährdung von Personen und Bauwerken hinsichtlich der von LNG ausgehenden Gefahren in Tunneln auseinandergesetzt. Tunnel stellen besonders schützenswerte Bauwerke dar, da aus vorhergehenden Störfällen in Tunneln bekannt ist, dass diese mit hohen Personen-, Bauwerks-, und Volkswirtschaftlichen-Schäden einhergehen können.

Untersuchungsschwerpunkt bei der Bewertung von Gefährdungen durch LNG stellte eine Ereigniskaskade bestehend aus Freisetzung, Verdampfung, Stoffausbreitung und Zündung des sich gebildeten explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisches dar. Mit dem Ziel eine solche Ereigniskaskade realitätsnah vorhersagen und zukünftig hierzu Risikoanalysen durchführen zu können wurden innerhalb der Arbeit Parameterstudien sowie Kalibrierungen und Validierungen gegenüber experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Mit den Modellen wurden in der Arbeit exemplarische Fallbeispiele zu Störfällen untersucht. Ergebnisse dieser waren, dass Gefährdungen insbesondere von flüssigem LNG nach dessen Freisetzung und der Verbrennung von LNG-Gas/Luft-Gemischen ausgingen.

Summary

Investigation of the Hazards to People and Structures in Consequence of Failures with LNG Fuel Tanks for Vehicles in Tunnels

Liquefied Natural Gas (LNG) from regenerative sources is a potential fuel for heavy and long-distance road traffic. In contrast to its positive properties compared to diesel, which is often used in this transport sector, the fuel also contains hazards from its very low storage temperature of approx. $-160\text{ }^{\circ}\text{C}$ and its explosiveness in the gas phase for personal and structural safety. The dissertation dealt with the dangers to persons and infrastructures according to the hazards by LNG in tunnels. Tunnels are especially worth protecting structures since it is known from previous incidents in tunnels that they can go hand in hand with high damage to the people, the structure, and the economy.

The main focus of the investigation into the assessment of hazards from LNG was an event cascade consisting of release, evaporation, dispersion, and ignition of the explosive LNG-vapor/air-mixture formed. To realistically predict such an event cascade and being able to carry out risk analyzes for this purpose in the future, parameter studies such as calibrations and validations were carried out concerning experimental investigations. Exemplary case studies on incidents were examined in the thesis with the validated models. The results of this were that there were especially hazards in particular from liquid LNG after its release and the combustion of LNG-vapor/air-mixtures.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1	LNG	5
2.1.1	Physikalische Eigenschaften	5
2.1.2	LNG-Kraftstoffspeicher und -Kraftstoffspeichersysteme	6
2.1.3	Freisetzung von LNG aus einem kryogenen Druckspeicher	10
2.2	Stoffausbreitung und Verbrennung von LNG	14
2.2.1	Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG	14
2.2.2	Stoffausbreitung von LNG-Gas	17
2.2.2.1	Experimente	17
2.2.2.2	Modelle	24
2.2.3	Verbrennung von LNG-Gas	27
2.2.3.1	Poolfeuer	28
2.2.3.2	Vapor Cloud Explosions	29
2.2.3.3	Modelle	34
2.3	Tunnel	39
2.4	Gefahren von LNG für Personen und Bauwerke	41
2.4.1	Grenzwerte für Personen	42
2.4.1.1	Temperatur und Wärmestrahlung	42
2.4.1.2	Druck und Impuls	46
2.4.1.3	Erstickung	49
2.4.2	Grenzwerte für Bauwerke	51
2.4.2.1	Temperatur und Wärmestrahlung	51
2.4.2.2	Druck und Impuls	51
2.5	Zusammenfassung	56

3	Methodik	57
4	Numerische Modellierung der Stoffausbreitung	63
4.1	Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG	63
4.1.1	Modellbeschreibung	64
4.1.2	Validierung des Modells	68
4.1.3	Zusammenfassung	72
4.2	Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld	72
4.2.1	LNG Experimente des „LNG Safety Program Phase II“	74
4.2.2	Methodik	76
4.2.3	CFD Modellierung	79
4.2.3.1	Turbulenzmodelle	81
4.2.3.2	Atmosphärische Strömung	81
4.2.3.3	Der Boden als Wärmequelle	83
4.2.3.4	Der Pool als transiente Quelle für LNG-Gas	84
4.2.3.5	Modellierung von Luft und LNG-Gas	86
4.2.3.6	Die Luftfeuchte als Wärmequelle	86
4.2.3.7	Löser und Berechnungsablauf	90
4.2.4	Ergebnisse und Diskussion	90
4.2.5	Zusammenfassung	105
4.3	Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel	108
4.3.1	Methodik und Modelle	109
4.3.2	Ergebnisse und Diskussion	113
4.3.3	Zusammenfassung	118
5	Numerische Modellierung der Verbrennung	121
5.1	Experimente zur Verbrennung von Methan in Röhren	123
5.2	Methodik zur Kalibrierung des Präexponentialfaktors	125
5.3	Modellierung	126
5.3.1	Untersuchungsgebiet, Netz und Randbedingungen	128
5.3.2	Löser und Berechnungsablauf	129
5.4	Ergebnisse und Diskussion	131
5.5	Zusammenfassung	136

6	Gefährdungsbeurteilung an Fallbeispielen	137
6.1	Freisetzung, Poolausbreitung und -Verdampfung sowie Stoffausbreitung	137
6.1.1	Freisetzung von LNG vom Speicher	137
6.1.2	Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG auf Fahrbahnen .	138
6.1.2.1	Modellbeschreibung	138
6.1.2.2	Ergebnisse und Diskussion	141
6.1.3	Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel	144
6.1.3.1	Modellbeschreibung	144
6.1.3.2	Ergebnisse und Diskussion	147
6.1.4	Gefährdungsbeurteilung	161
6.2	Verbrennung	163
6.2.1	Modellbeschreibung	164
6.2.1.1	Untersuchungsgebiet, Netz und Randbedingungen . .	164
6.2.1.2	Löser und Berechnungsablauf	168
6.2.2	Ergebnisse und Diskussion	170
6.2.3	Gefährdungsbeurteilung	179
7	Zusammenfassung und Ausblick	185
A	Appendix 1: Materialdaten von LNG aus 100 % Methan	191
B	Appendix 2: Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld	193
	Literaturverzeichnis	197

Abbildungsverzeichnis

2.1	LNG-Kraftstoffspeicher im Schnitt [61].	7
2.2	Siedeline für Methan über Druck und Temperatur aus Daten des VDI Wärmeatlas [75] bestimmt mit der Software ProNuSs 8.	7
2.3	LNG-Kraftstoffspeicher mit LNG-Kraftstoffspeicherperipherie und Sicherheitseinrichtungen; Fotos: Dr. Can Gernot Kreuz.	8
2.4	Iveco Stralis NP mit zwei LNG-Kraftstoffspeichern von 2286 mm Länge und 660 mm Durchmesser.	9
2.5	Flash-Anteil über den Druck für LNG aus 100 % Methan.	11
2.6	LNG Freisetzung in der Gasphase (a) und Flüssigphase (b).	12
2.7	Schematische Darstellung der Ausbreitung von Flüssigkeiten auf festen, glatten Oberflächen und der dabei wirkenden Kräfte sowie deren Wirkrichtung zum Poolmittelpunkt. F_G , F_T , F_R , F_{OS} , stellen die Kräfte aus Gravitation, Trägheit, Reibung und Oberflächenspannung dar [39].	16
2.8	Charakteristischer Verlauf des Drucks über der Zeit an einem Ort für eine Detonation (a) und eine Deflagration (b) [197].	30
2.9	Schematische Darstellung von Tunneln mit Rechteck- (a) und Gewölbequerschnitt (b).	40
2.10	Schematische Darstellung von Gewölbetunneln mit Querlüftung (a) und Längslüftung (b).	40
2.11	Temperaturen der Luft über Expositionszeiten der Haut ab denen Schmerzen in Folge der Erwärmung der Haut zu erwarten sind aus der Literatur [150] und einem Modell-Ansatz bei niedrigen Windgeschwindigkeiten ($< 0,5 \text{ m s}^{-1}$).	43
2.12	Wärmestromdichte über Expositionszeiten für die Haut ab denen Schmerzen in Folge der Erwärmung der Haut zu erwarten sind aus verschiedenen Literaturquellen und für ein Modell.	44
2.13	Temperatur der Luft über die Expositionszeit der Haut ab der aufgrund einer Auskühlung der Haut kein Tastempfinden mehr angenommen wird bei niedrigen Windgeschwindigkeiten ($< 0,5 \text{ m s}^{-1}$).	45
2.14	Auf Personen wirkende Drücke P_{Person} über Peakdrücke P_P für drei verschiedene Szenarien.	48

2.15	Iso-Kurven für Überlebenswahrscheinlichkeit einer 70 kg schweren Person unter Standarddruck in der Nähe einer reflektierenden Wand in Folge einer Lungenschädigung durch Überdruck.	48
2.16	Druck-Impuls-Diagramm mit Iso-Kurven für verschiedene Überlebenswahrscheinlichkeit einer 70 kg schweren Person unter Standarddruck in der Nähe einer reflektierenden Wand in Folge einer Lungenschädigung.	49
2.17	Iso-Schaden-Kurven für verschiedene Infrastrukturen im Druck – Impuls – Diagramm (a) und positive Phasendauer – Druck – Diagramm (b).	53
3.1	Schematische Darstellung des in dieser Arbeit berücksichtigten generischen Szenarios in Folge der flüssigen Freisetzung von LNG aus einem LNG-Kraftstoffspeicher für LKW.	57
4.1	Schematische Darstellung der Funktionsweise des Poolausbreitungs und -Verdampfungsmodells.	64
4.2	Experimentelle Ergebnisse zum Verlauf des Poolradius von LNG über der Zeit auf Beton [149] gegenüber mittels Modellen berechneten Ergebnissen auf dem für das Experiment angenommenen Beton mit den Korrekturwerten χ von 1, 2 und 3.	70
4.3	Experimentelle Ergebnisse zum Verlauf des Poolradius von LNG über der Zeit auf Beton [149] gegenüber mittels Modellen berechneten Ergebnissen die einen Korrekturwert χ von 2 und eine Auswahl von Betonen entsprechend Tabelle 4.2 berücksichtigten.	71
4.4	In den Experimenten angenommene minimale Poolhöhe [149] gegenüber berechneten durchschnittlichen Poolhöhen über der Zeit, auf dem für das Experiment angenommenen Beton mit den Korrekturwerten χ von 1, 2 und 3.	71
4.5	Schematische Darstellung des Testareals der Experimente des „LNG Safety Program Phase II“.	75
4.6	Generisches Geometriemodell für die Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“.	79
4.7	Detaildarstellung des Gitters zur Modellierung von T40 des „LNG Safety Program Phase II“ in der Mittelebene.	81
4.8	Ergebnisse eines Modells zur Bestimmung der Poolverdampfung von T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ über der Zeit im Vergleich zu: (a) experimentellen Daten zur Poolhöhenabnahme über der Zeit und (b) einem empirischen Modell zur Bestimmung des Verdampfungsstroms, unter Berücksichtigung von zwei Korrekturwerten χ	85
4.9	Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazitäten der Spezies von Luft sowie Systemen einer Spezies von Luft und in Luft gebundenem Wasser.	89

4.10	Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodells in drei Messpunkten.	91
4.11	Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des SST $k-\omega$ Turbulenzmodells in drei Messpunkten.	92
4.12	Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des RSM- ω Turbulenzmodells in drei Messpunkten.	93
4.13	Berechnete TKE 400 s nach Beginn der Befüllung des Deichareals mit LNG in der Mittelebene des Testareals unter Berücksichtigung des RSM- ω Turbulenzmodell für die Modellvarianten für das Freifeld (MVF) a) BM (AGS Turbulenzrandbedingung) und b) FST (ANSYS Fluent-Standard Turbulenzrandbedingung).	96
4.14	Vergleich von mit den Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω berechneten Kurven der Methankonzentration und Temperatur gegenüber Messwerten [24] des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“ über der Zeit.	97
4.15	Vergleich des als Randbedingung definierten Geschwindigkeitsprofils über die Höhe gegenüber Geschwindigkeitsprofilen aus stationären Berechnungen der Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω an drei Positionen in der Mittelebene des Untersuchungsgebiets, definiert zum Mittelpunkt des Pools ($x = 0$).	99
4.16	Quotienten aus berechnetem ($\dot{m}_{ber Pool}$) und als Randbedingung vorgegebenem ($\dot{m}_{Rand Pool}$) Massenstrom von Methan-Gas der Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω und der als Randbedingung definierte eingehende spezifische Massenstrom von Methan-Gas.	100
4.17	Vergleich von mit den Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω berechneten Kurven der Methankonzentration und Temperatur, gegenüber Messwerten [24] des Experiments T44 aus dem „LNG Safety Program Phase II“ über der Zeit.	101
4.18	Stoffausbreitung von LNG-Gas berechnet mit der Modellvariante für das Freifeld BM RSM- ω und dargestellt über fünf Zeitpunkte zwischen 40 s und 270 s nach Beginn der Stoffausbreitung für das Experiment T40. Dargestellt sind die Temperatur- sowie die Konzentrationsverteilung von LNG-Gas in der Mittelebene des Testareals und das Volumen im Untersuchungsgebiet mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in der Draufsicht zum Boden.	104
4.19	Methankonzentration über der Zeit an drei Messpunkten in 0,45 m über dem Boden im Deichareal des Experiments T40.	105
4.20	Geometriemodell zur Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in einem Tunnel.	109

4.21	Modellierung der Freisetzung von LNG-Gas durch den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP) und dem Verdampfungsmassenstrom aus der Flash-Verdampfung (VMSF) in Fallbeispiel 3; a) Darstellung der modellierten Flächen zur Freisetzung von LNG auf der Fahrbahn; b) Darstellung des modellierten LNG-Gas-Massenstroms über der Zeit.	111
4.22	Entwicklung der Geschwindigkeit (b), der TKE (c) und der spezifischen Dissipationsrate (d) im Längsschnitt des Tunnelmodells der Vorberechnung (a) und Entnahme der generierten Profile zur Nutzung dieser als Randbedingungen für Strömungsberechnungen im Tunnel.	112
4.23	Netz im Längs- und Querschnitt zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel.	113
4.24	Volumen mit einer Konzentration über 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel, berechnet mittels fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT) zu Fallbeispiel 3.	114
4.25	Vergleich von LNG-Gas-Konzentrationen in drei Tunnelquerschnitten, 50 s nach Beginn der Freisetzung zwischen fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT).	115
4.26	Vergleich von LNG-Gas-Konzentrationen im Tunnellängsschnitt, 50 s nach Beginn der Freisetzung zwischen fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT).	116
5.1	Schematische Darstellung der bei den Experimenten von Moen et al. verwendeten Röhre mit fünf Blenden und $k_{BG} = 0,5$ [146].	124
5.2	Schematische Darstellung des geometrischen Modells für die Kalibrierung des Verbrennungsmodells mit fünf Blenden und $k_{BG} = 0,5$	128
5.3	Vergleich von mittels Experimenten und Berechnungen ermittelten mittleren Peakdrücken bei der Verbrennung eines stöchiometrischen Methan/Luft-Gemisches in einer Röhre ohne Blenden, unter Berücksichtigung verschiedener Präexponentialfaktoren.	131
5.4	Vergleich von mittels Experimenten und Berechnungen ermittelten mittleren Peakdrücken bei der Verbrennung eines stöchiometrischen Methan/Luft-Gemisches in einer Röhre, unter Berücksichtigung verschiedener Mengen und Größen von Blenden sowie verschiedener Präexponentialfaktoren.	132
5.5	Vergleich von experimentell und numerisch bestimmten Druckverläufen über der Zeit in einer Röhre mit $k_{BG} = 0,3$ und 9 Blenden an vier Positionen mit axialem Abstand (x) zur Zündquelle.	134
5.6	Vergleich von experimentell und numerisch bestimmten Druckverläufen über der Zeit in einer Röhre mit $k_{BG} = 0,3$ und 5 Blenden an vier Positionen mit axialem Abstand (x) zur Zündquelle.	135
5.7	Bei Verbrennungen verschiedener Methan/Luft-Gemische experimentell und numerisch bestimmte Peakdrücke in mehreren axialen Abständen in x zur Zündquelle, in einer Röhre mit $k_{BG} = 0,3$ und 3 Blenden.	136

6.1	Angenommene Poolausbreitung auf einer Fahrbahn.	139
6.2	Ergebnisse des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung für vier Fallbeispiele (FB) von Leckagen in LNG-Kraftstoffspeichern. Dargestellt sind (a) der Poolradius, (b) der mittels Verdampfung abgeführte Massenstrom des Pools (AMSP), (c) der Quotient von AMSP und dem zugeführten Massenstrom des Pools (ZMSP) sowie (d) die durchschnittliche Poolhöhe, jeweils über der Zeit.	142
6.3	Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte Flächen für die Freisetzung von LNG-Gas durch den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP) und den Verdampfungsmassenstrom der Flash-Verdampfung (VMSF).	144
6.4	Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte LNG-Gas Massenströme, aufgeteilt auf den Massenstrom der Flash-Verdampfung (VMSF) und den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP).	145
6.5	Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte Profile für Geschwindigkeit, TKE und spezifische Dissipationsrate im Tunnelquerschnitt des „velocity inlets“ bei den Längsgeschwindigkeiten 1 m s^{-1} und 3 m s^{-1}	146
6.6	Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnel-längsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 1.	149
6.7	Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnel-längsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 2.	150
6.8	Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnel-längsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 3.	151
6.9	Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnel-längsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 4.	152
6.10	Ergebnisse im Tunnellängsschnitt für (a) die Temperatur, (b) die Dichte, (c) die Geschwindigkeit und (d) die TKE, in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} zu vier Zeitpunkten in Fallbeispiel 3.	153
6.11	Zeitverlauf der LNG-Gas-Masse eines Konzentrationsbereichs (KB) im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).	156

6.12	Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden Konzentrationsbereichs (KB) und der Gesamtmasse von LNG-Gas im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).	157
6.13	Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden explosionsfähigen Konzentrationsbereichs (KB) und der explosionsfähigen Gesamtmasse von LNG-Gas im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).	158
6.14	Zeitverläufe von Volumen die Konzentrationsbereiche (KB) von LNG-Gas in Luft im untersuchten Tunnelabschnitt aufwiesen, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).	159
6.15	Schema des Modells zur Untersuchung einer VCE in einem Tunnel mit dem explosionsfähigem LNG-Gas/Luft-Gemisch welches sich 125 s nach der Freisetzung von LNG aus einem verunfalltem LNG-LKW in einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit des Tunnelquerschnitts von 1 m s^{-1} gebildet hat sowie der Zone der Zündung und den berücksichtigten Fahrzeugen.	165
6.16	Skizzen der bei einer VCE im Tunnel berücksichtigten Fahrzeugtypen a) LKW und b) PKW.	165
6.17	Verlauf der LNG-Gas-Masse über der Zeit bei dem untersuchten VCE-Szenario in einem Tunnel.	170
6.18	LNG-Gas-Konzentration (a), Geschwindigkeit (b) und Druck (c) zu neun Zeitpunkten in der Zeitspanne in der die Verbrennungsreaktion ablief, in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts zur Modellierung eines VCE-Szenarios.	171
6.19	Im untersuchten VCE-Szenario bei der Verbrennung von LNG-Gas im Tunnel freigesetzte und von der Wand und Fahrbahn aufgenommene Wärme (a), die Wärmeströme (b) sowie die Quotienten von bei der Verbrennung freigesetzter und von der Wand und Fahrbahn aufgenommenen Wärme (c) über der Zeit.	173
6.20	Temperaturen in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts des untersuchten VCE-Szenarios für acht Zeitpunkte.	175
6.21	Verläufe der numerisch bestimmten Wärmestromdichte über der Zeit an ausgewählten Messoberflächen für das untersuchte VCE-Szenario in einem Tunnel.	176
6.22	Konzentration von Kohlenstoffdioxid (a) und Sauerstoff (b) in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts zur Untersuchung eines VCE-Szenarios zu acht Zeitpunkte.	177
6.23	Verläufe numerisch bestimmter Drücke in ausgewählten Messpunkten über der Zeit (a) sowie Peakdrücke und -Impulse eines jeden Messpunktes über die Länge des Untersuchungsgebiets (b) bei der Untersuchung eines VCE-Szenarios in einem Tunnel.	178

-
- 6.24 Berechnete Fractional-Effective-Dose (FED) für Schmerzen und Verbrennungen 3. Grades bei Personen, bedingt durch Temperatur, Wärmestrahlung und deren Kombination, in über die Länge des Untersuchungsgebiets verteilten Messpunkten, 60 s nach der Zündung im untersuchten VCE-Szenario in einem Tunnel. 182
- 6.25 Druck-Impuls-Diagramm mit Iso-Schaden-Kurven für Personen, Bauwerken und Fahrzeugen sowie die berechneten Peakdrücke und -Impulse für das untersuchte VCE-Szenario im Tunnel. 183
- 6.26 Zeitspannen über der Zeit in denen Grenzwerte der Konzentration für Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid an verschiedenen Messpunkten im Untersuchungsgebiet des VCE-Szenarios überschritten wurden. 184

Tabellenverzeichnis

2.1	Beispiele für die Zusammensetzung und Eigenschaften von LNG.	6
2.2	Gasförmige und flüssige Massenströme ausgehend von verschiedenen großer Leckagen eines LNG-Kraftstoffspeichers bei einem typischen Speicherdruck zwischen 0,7 MPa und 1 MPa.	14
2.3	Liste von Veröffentlichungen zu experimentellen Untersuchungen der Stoffausbreitung von LNG-Gas und anderen Gasen die bei ihrer Freisetzung schwerer als Luft sind.	19
2.4	Stoffeigenschaften einiger möglicher Bestandteile von LNG bei der Verbrennung und Entzündung.	28
2.5	Wert für k_m für verschiedene Überlebenswahrscheinlichkeiten von Personen [197].	47
2.6	Auswirkungen verschiedener Peakdrücke auf Personen.	49
2.7	Physiologische Wirkung von Atemluft mit verschiedenen Sauerstoffkonzentrationen [29] und Methankonzentrationen die in Folge einer Durchmischung von LNG-Gas und Luft zu entsprechenden Sauerstoffkonzentrationen führen würden auf Personen.	50
2.8	Auswirkungen verschiedener Peakdrücke auf Bauwerke und Fahrzeuge.	52
4.1	Materialdaten und Freisetzungsmassenströme von LNG über der Zeit, für die Validierung eines Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung.	68
4.2	Thermische Eigenschaften einiger Betone.	69
4.3	Meteorologische Daten der Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ [24].	75
4.4	Übersicht zu Modellvarianten für das Freifeld (MVF) die in der Parameterstudie zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld berücksichtigt wurden.	77
4.5	Koordinaten von Messpunkten für den grafischen Vergleich von Daten der Methankonzentration und Temperatur über der Zeit aus Experimenten und Modellen für die Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ [24].	77

4.6	Dimensionen des generischen Modells bei der Modellierung von T40 und T44 des ‚LNG Safety Program Phase II‘ sowie Informationen zur Diskretisierung.	79
4.7	Thermale Materialdaten zur Modellierung des Bodens der Experimente T40 und T44 des ‚LNG Safety Program Phase II‘.	84
4.8	Temperaturabhängig berücksichtigte Materialdaten für Sauerstoff, Stickstoff und LNG-Gas bei der Modellierung der Experimente T40 und T44 des ‚LNG Safety Program Phase II‘ [75].	86
4.9	Parameter des ANSYS Fluent 19.1 Lölers für die transienten Stoffausbreitungsberechnungen von Experimenten des ‚LNG Safety Program Phase II‘.	90
4.10	Vergleich von statistisch ermittelten Performance-Indikatoren von zwölf Modellvarianten für das Freifeld (MVF) des Experiments T40 aus dem ‚LNG Safety Program Phase II‘, gemittelt über drei Höhen.	94
4.11	Übersicht zu berücksichtigten Modellvarianten für den Tunnel (MVT) bei der Berechnung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel. . . .	109
5.1	Datensätze von Koeffizienten der Arrheniusgleichung zur Beschreibung der Verbrennung von Methan mit Luft in einer Einschrittreaktion.	122
5.2	Berücksichtigte geometrische Modelle bei der Kalibrierung des CFD-Modells zur Berechnung der Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen.	125
5.3	Konzentrationen von Spezies bei der Initialisierung eines LNG-Gas/Luft-Gemisches bei der Kalibrierung des Verbrennungsmodells.	130
5.4	Einstellungen des ANSYS Fluent 19 R3 Lölers für die transiente Berechnung von Verbrennungen bei der Kalibrierung des Verbrennungsmodells.	130
5.5	Relative Abweichungen von berechneten zu experimentell ermittelten mittleren Peakdrücken bei Verbrennungen stöchiometrischer Methan/Luft-Gemische in Röhren, unter Berücksichtigung verschiedener Setups von Blenden und Präexponentialfaktoren sowie die jeweils durchschnittliche relative Abweichung von Setups mit gleichem Präexponentialfaktor.	131
6.1	Massenströme und Zeitspannen der Freisetzung in den untersuchten Fallbeispielen (FB) zur Freisetzung von LNG aus einem Kraftstoffspeicher.	138
6.2	Thermische Materialeigenschaften von Beton und Asphalt als typische Fahrbahnbeläge.	140
6.3	Konzentrationen von Spezies bei der Modellierung eines LNG-Gas/Luft-Gemisches.	166
6.4	Einstellungen des ANSYS Fluent 19 R3 Lölers für die transiente Berechnung von Verbrennungen im Tunnel.	170

A.1	Allgemeine Materialdaten von LNG aus 100 % Methan.	192
A.2	Druckabhängige Materialdaten von LNG aus 100 % Methan auf der Siedelinie.	192
B.1	Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem realizable k - ϵ Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.	194
B.2	Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem SST k - ω Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.	195
B.3	Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem RSM- ω Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.	196

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

ADR	Accord européen relatif au transport international des marchandises Dangereuses par Route (Europäisches Übereinkommen über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße)
AGA	American Gas Association
AGS	Atmosphärische Grenzschicht
AM	Air Mass
AMSP	abgeführter Massenstrom des Pools
ANSYS	ANalysis SYStem
ASTRA	Bundesamt für Straßen
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BAST	Bundesanstalt für Straßenwesen
BAuA	Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin
CEC	Commission of the European Communities
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFL-Zahl	Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl
CNG	Compressed Natural Gas
D.C.	District of Columbia
DIN	Deutsches Institut für Normung
DO	Discrete Ordinates Modell
Durch.	Durchschnittlich
ECE	Economic Commission for Europe
EDC	Eddy Dissipation Concept
EN	Europäische Norm
ESG	Einscheibensicherheitsglas
FB	Fallbeispiel
FED	Fractional-Effective-Dose
FLACS	FLame ACceleration Simulator

FST	ANSYS Fluent-Standard Turbulenzrandbedingung
FSV	Forschungsgesellschaft Straße - Schiene - Verkehr
GASP	Gas accumulation over spreading pools
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
GRI	Gas Research Institute
HPC	High Performance Computing
HSE	Health and Safety Executive
ISO	Internationale Organisation für Normung
KB	Konzentrationsbereich
LCH4	Liquified Methan Gas
LES	Large Eddy Simulation
LKW	Lastkraftwagen
LLNL	Lawrence Livermore National Laboratory
LNG	Liquified Natural Gas
LPG	Liquified Petroleum Gas
Mass.-%	Masseprozent
MEP	Model Evaluation Protocol
MLI	Multi-Layer-Insulation
MVF	Modellvariante Freifeld
MVT	Modellvariante Tunnel
NFPA	National Fire Protection Association
NIST	National Institute of Standards and Technology
NWC	Naval Weapons Center
OEG	Obere Explosionsgrenze
OPA	Offenporiger Asphalt
PDF	Probability Density Functions
PP-Beton	Beton mit Polypropylenfasern
RAA	Richtlinien für die Anlage von Autobahnen
RABT	Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln

RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes
RPT	Rapid-Phase-Transition
PKW	Personenkraftwagen
RQ	Regelquerschnitt
RSM	Reynolds stress model
RStO	Richtlinien für die Standardisierung des Oberbaus von Verkehrsflächen
RVS	Richtlinien und Vorschriften für das Straßenwesen
SFPE	Society of Fire Protection Engineers
SiVi	Sicherheit von Verkehrsinfrastrukturen
SST	Shear Stress Transport
StVO	Straßenverkehrsordnung
TKE	Turbulente kinetische Energie
TNO	Nederlandse Organisatie voor toegepast-natuurwetenschappelijk onderzoek
TRW	Thompson Ramo Wooldridge
UEG	Untere Explosionsgrenze
UHV	Ultrahochvakuum
U.S.	United States
USA	United States of America
VCE	Vapor Cloud Explosion
VFDB	Vereinigung zur Förderung des deutschen Brandschutzes e.V.
VMSF	Verdampfungsmassenstrom der Flash-Verdampfung
Vol.-%	Volumenprozent
WSGGM	Weighted-Sum-of-Gray-Gases-Modell
WQL	Wärme-Quelle aus Luftfeuchte
WQB	Wärme-Quelle aus Boden
ZMSP	zugeführter Massenstrom des Pool
ZTV	Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen
Øv	Durchschnittliche Längsgeschwindigkeit

2D Zweidimensional

3D Dreidimensional

Lateinische Buchstaben

A	m^2	Fläche
A_B	m^2	Querschnittfläche eines Hindernisses, welches eine Blockade für die Strömung im blockadefreien Querschnitt A_0 darstellt
A_a	$\text{mol m}^{-3} \text{s}^{-1}$	Preexponentialfaktor der Arrheniusgleichung
A_r, B_r	/	Reaktionspartner
A_0	m^2	Freie Querschnittfläche
C	JK^{-1}	Wärmekapazität
C_F	m s^{-2}	Reibungswiderstandsterm
C_{FL}	m s^{-2}	Laminarer Reibungswiderstandsterm
C_{FT}	m s^{-2}	Turbulenter Reibungswiderstandsterm
C_{WP}	JK^{-1}	Wärmekapazität zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser für eine Spezies von Luft
C_f	/	Empirischer Koeffizient zur Bestimmung des turbulenten Reibungswiderstandsterms
C_μ	/	Koeffizient des k- ϵ Turbulenzmodells zur Bestimmung der turbulenten Viskosität
D	m	Außendurchmesser einer Scheibe
E_a	J mol^{-1}	Aktivierungsenergie der Arrheniusgleichung
F	N	Kraft
F_G	N	Kraft aus Gravitation
F_T	N	Trägheitskraft
F_R	N	Reibungskraft
F_{OS}	N	Kraft aus Oberflächenspannung
$FAK2$	/	Teil der Vorhersagen im Faktor 2 Bereich bezüglich zeitgleichen experimentellen Messwerten
$FAK5$	/	Teil der Vorhersagen im Faktor 5 Bereich bezüglich zeitgleichen experimentellen Messwerten

FED_{WS}	/	FED für Schmerzen in Folge von Wärmebelastungen
FED_{WV3G}	/	FED für Verbrennungen 3. Grades in Folge von Wärmebelastungen
FED_K	/	FED für tolerierbare Belastung von Personen mit kalter Luft
$GGSM$	/	Geometrisch gemittelter systematischer Messfehler
GMS	/	Geometrisch mittlere Streuung
K_{Dr}	/	Reduzierte Ausflussziffer
M	mol	Molare Masse
$NMQA$	/	Normalisierte mittlere quadratische Abweichung
P	Pa	Druck, Überdruck
P_{Dyn}	Pa	Dynamischer Druck
P_{MP}	Pa	Grenzwert des auf Personen wirkenden Drucks unter Berücksichtigung einer Mortalität
P_P	Pa	Peakdruck
P_{Person}	Pa	Auf eine Person wirkender Druck
P_R	Pa	Reflektierter Druck
P_{Sp}	Pa	Überdruck im LNG-Kraftstoffspeicher bezogen auf den Umgebungsdruck
P_{SW}	Pa	Mittlere Toleranzschwelle des Drucks für Personen
P_0	Pa	Nomineller absoluter Umgebungsdruck
R_m	$\text{JK}^{-1} \text{mol}^{-1}$	Allgemeine Gaskonstante
SM	/	Systematischer Messfehler
T	K; °C	Temperatur
T_S	K	Temperatur am Siedepunkt
T_{amb}	K	Ambiente Temperatur
T_{init}	K	Initiale Temperatur des Bodens auf dem ein LNG-Pool verdampft
V	m^3	LNG-Volumen im Pool
V_{Luft}	m^3	Luft-Volumen
V_{Ff}	m^3	Volumen der Menge von LNG welches innerhalb eines Zeitschritts flüssig dem Pool zugeführt wird

V_{Vf}	m^3	Volumen von LNG welches innerhalb eines Zeitschnitts vom Pool mittels Verdampfung abgeführt wird
a_r, b_r	/	Empirische Koeffizienten eines Reaktionspartners in der Arrheniusgleichung
c	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität
c_b	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität des Bodens
c_{pl}	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität der Flüssigphase
$c_{System\ i}$	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität für ein System aus einer Spezies und in Luft gebundenem Wasser
c_{WP}	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser für eine Spezies von Luft
d	m	Innendurchmesser einer Scheibe
e	/	Eulersche Zahl
e_{spez}	$m^2\ s^{-2}$	Spezifische Gesamtenergie auf einer Stromlinie
f	Hz	Frequenz
g	$m\ s^{-2}$	Schwerebeschleunigung
h	m	Höhe allgemein, Poolhöhe
$h_{0,max}$	m	$= \max(h_{\sigma,f}, h_{c,\infty})$
h_{pool}	m	Poolhöhenabnahme
h_r	m	Rauigkeitstiefe
$h_{\sigma,f}$	m	Frontale Poolhöhe
$h_{c,\infty}$	m	Minimale Poolhöhe eines sich ausbreitenden Pools
i	/	Index von Oberflächeninkrementen eines Pools
i_P	Pa s	Spezifischer Peakimpuls
j	/	Hilfsvariable
k	$m^2\ s^{-2}$	Turbulente kinetische Energie
k_{BG}	/	Blockierungsgrad
k_{EA}	$J\ s^{0,5}\ m^{-2}\ K^{-1}$	Energieabgabekoeffizient
k_m	/	Koeffizient für Überlebenswahrscheinlichkeit
k_r	$mol\ m^{-3}\ s^{-1}$	Reaktionsrate der Elementarreaktionen

l	m	turbulente Längenskala
$m_{Umgebung}$	kg	Masse von Methan-Gas im Untersuchungsgebiet
m_F	kg	LNG Masse die von einem LNG-Kraftstoffspeicher freigesetzt werden kann
m_{Person}	kg	Masse einer Person
m_{Sat}	kg	Speicherfähigkeit von Luft für Wasser in der Gasphase
m_f	kg	Flüssig gespeicherte LNG-Masse
m_g	kg	Gasförmig gespeicherte LNG-Masse
\dot{m}	kg s^{-1}	Massenstrom
\dot{m}_E	kg s^{-1}	Massenstrom der über die Tunnelentwässerung einem LNG-Pool entnommen wird
$\dot{m}_{F\ red}$	kg s^{-1}	Reduzierter LNG-Massenstrom ausgehend von einem LNG-Kraftstoffspeicher
\dot{m}_F	kg s^{-1}	LNG-Massenstrom ausgehend von einem LNG-Kraftstoffspeicher
\dot{m}_{Ff}	kg s^{-1}	flüssiger LNG-Massenstrom ausgehend von einem LNG-Kraftstoffspeicher
\dot{m}_{Fg}	kg s^{-1}	gasförmiger LNG-Massenstrom ausgehend von einem LNG-Kraftstoffspeicher
\dot{m}_{Kreis}	kg s^{-1}	LNG-Massenstrom bezüglich eines kreisförmigen Pools
\dot{m}_V	kg s^{-1}	LNG-Verdampfungs-Massenstrom
$\dot{m}_{ber\ Pool}$	kg s^{-1}	Vorhergesagter Massenstrom von LNG-Gas am „mass flow inlet“
$\dot{m}_{pres\ out}$	kg s^{-1}	Massenstrom von LNG-Gas am „pressure outlet“
\dot{m}_φ	kg s^{-1}	LNG-Massenstrom bezüglich eines kreisbogenförmigen Pools
m'_{TP}	kg K^{-1}	Temperaturabhängige Phasenwechselrate von Wasser zwischen Gas und Flüssigphase
\dot{q}	W m^{-2}	Wärmestromdichte
\dot{q}_{theo}	W m^{-2}	Theoretische Wärmestromdichte
r	m	Radius
s	/	Formfaktor des Pools
t	s	Zeit

t_i	s	Kontaktzeit eines Oberflächeninkrements des Pools mit LNG
t_p	s	Positive Phasendauer des Explosionsdrucks
t_{SS}	s	Expositionszeit der Haut mit Wärmestrahlung ab der diese mit Schmerzen reagiert
t_{SV3G}	s	Expositionszeit der Haut mit Wärmestrahlung ab der Verbrennungen 3. Grades zu erwarten sind
t_{TK}	s	Tolerierbare Expositionszeit der Haut mit kalter Luft
t_{TWS}	s	Expositionszeit der Haut mit warmer Luft ab der diese mit Schmerzen reagiert
$t_{T WV3G}$	s	Expositionszeit der Haut mit warmer Luft ab der Verbrennungen 3. Grades zu erwarten sind
t_{skal}	s	Skalierte Zeitspanne
v	m s^{-1}	Geschwindigkeit
v_F	m s^{-1}	Geschwindigkeit des Fluids bei der Freisetzung aus einem LNG-Kraftstoffspeicher
v_{Pool}	m s^{-1}	Geschwindigkeit der Poolhöhenabnahme
v_c	m s^{-1}	Schallgeschwindigkeit
v_*	m s^{-1}	Schubspannungsgeschwindigkeit
w	/	Massenanteil einer Spezies
x, y, z	m	Ortskoordinaten
z_0	m	Rauigkeitshöhe

Griechische Buchstaben

Δh	m	Höhenunterschied zu einem Bezugspunkt
ΔH	kJ kg^{-1}	Verdampfungsenthalpie
Δt	s	Zeitschrittweite
ϵ	$\text{m}^2 \text{s}^{-3}$	Dissipationsrate
$\epsilon_{allgemein}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-3}$	Dissipationsrate aus allgemeinem Modell-Ansatz
α	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit
η	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-1}$	Dynamische Viskosität

ϑ	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Kinematische Viskosität
θ, ϕ	/	Raumkoordinaten des DO-Modells
θ_g	/	Gasförmiger Massenstromanteil
κ	/	Karman-Konstante
λ	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
λ_b	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit des Bodens
π	/	Kreiszahl
ρ	kg m^{-3}	Dichte
ρ_b	kg m^{-3}	Dichte Boden
$\rho_{Luft\ amb}$	kg m^{-3}	Dichte der Umgebungsluft
ρ_{Sf}	kg m^{-3}	Dichte von flüssigem LNG am Siedepunkt
σ	N m^{-1}	Oberflächenspannung
φ	°	Winkel
χ	/	Korrekturwert für den Wärmeübergang zwischen LNG-Pool und Boden
ψ	/	Ausflussziffer
ω	s^{-1}	Spezifische Dissipationsrate
$\omega_{allgemein}$	s^{-1}	Spezifische Dissipationsrate aus allgemeinem Modell-Ansatz

Indizes

b	Boden
f	Flüssig
g	Gasförmig
i	Index als Zählvariable

Einleitung

Der Bau, die Nutzung und die Bedeutung von Tunneln für verschiedene Verkehrssysteme nimmt stetig zu. Tunnel sind nach DIN 1076 Ingenieurbauwerke die unterhalb der Erd- oder Wasseroberfläche verlaufen [3]. Tunnel bieten so, neben der Erschließung bergiger oder wasserreicher Gebiete, die Möglichkeit zur Erschließung des Untergrundes von Städten, wo sie zur Erhöhung der Verkehrskapazität genutzt werden können [121]. Zudem sind sie gegenüber anderen Verkehrswegen unbeeinflusst vom Wetter und Umweltkatastrophen an der Erdoberfläche nutzbar. Auf der anderen Seite haben Störfälle in Form von Brandereignissen im Euro-Tunnel (1996), Montblanc-Tunnel (1999) oder dem Tauern-Tunnel (1999) gezeigt mit welchen Personen-, Bauwerks- und Volkswirtschaftlichen-Schäden die Nutzung von Tunneln verbunden sein kann, was sie besonders schützenswert macht [181]. Aus der bisherigen Nutzung und der sich dabei gezeigten Störfälle wurden über der Zeit geeignete technische Maßnahmen und Handlungsempfehlungen zum Schutz von Personen und Bauwerken entwickelt und in die Praxis eingeführt [6, 18, 170].

Im Rahmen der Energiewende wurde ein steigender Einsatz des Kraftstoffs Liquefied Natural Gas (LNG) für den schweren Fernverkehr prognostiziert [177]. LNG ist verflüssigtes Erdgas dessen Hauptbestandteil Methan darstellt. Gegenüber dem Kraftstoff Diesel, der in diesem Verkehrssektor bislang dominierte, zeichnet sich LNG bei der Verbrennung durch geringere Emissionen von Kohlenstoffdioxid, Stickstoff, Lärm und Feinstaub sowie seine schon heute regenerative Produzierbarkeit aus [23, 177, 200]. Des Weiteren weist LNG gegenüber den regenerativen Energieträgern CNG, Elektrobatterien oder Wasserstoff die höchste volumetrische und zweitgrößte gravimetrische Energiedichte auf [23, 177]. Neben seinen Vorzügen gehen von LNG aber auch Gefährdungen für Personen und Bauwerke durch seine Explosionsfähigkeit in der Gasphase oder seine

sehr niedrige Temperatur von ca. -160 °C aus, deren Untersuchung Ziel dieser Arbeit darstellte.

Die Erforschung von LNG als Gefahrstoff begannen in den 1960er-Jahren mit experimentellen Untersuchungen [180]. Teilbereiche der Forschung stellten die Verdampfung, Stoffausbreitung und Verbrennung in Folge der Freisetzung von LNG auf Wasser und auf Land dar. Diese zeigten, dass die Untergründe Wasser und Land zu starken Unterschieden in der Verdampfung und der sich anschließenden Stoffausbreitung führen [24, 57, 58, 97, 180]. Die Modellierung stellte von Anfang an einen Schwerpunkt der Forschung dar. Hierbei wurden anfangs einfache empirische Gleichungen und später numerische Modelle verwendet. Letztere eignen sich besonders, da sie neben den komplexen physikalischen Zusammenhängen dazu in der Lage sind zeitliche und geometrische Aspekte mit zu berücksichtigen. Schwerpunkt vieler Studien [58,71,72,93,161,184,191,214] stellte die Modellierung und Validierung der Stoffausbreitung in Folge der Verdampfung von LNG auf Wasser dar, für die mehrere großskalige Experimente durchgeführt wurden [130]. Die Motivation hierzu stellte die wirtschaftliche Nutzung von LNG zum Transport von Erdgas im Seeverkehr [209] sowie die größeren flächenspezifischen Verdampfungsmassenströme auf Wasser gegenüber der Verdampfung auf Land [40] dar. Studien zur Modellierung der Stoffausbreitung in Folge der Verdampfung von LNG auf Land wurden dagegen nur wenige durchgeführt [58,73]. Zudem beinhalten diese Studien keine Validierung von CFD-Modellen. CFD-Untersuchungen mit Validierung zur Stoffausbreitung und Verbrennung von LNG wurden in den Studien von Sklavounos und Rigas [172, 184] für das Freifeld ohne Hindernisse durchgeführt. Aus anderen Studien, die sich mit der Verbrennung von Methan und anderen brennbaren Gasen in Umschließungen und im Bereich von Hindernissen beschäftigen ist aber bekannt, dass diese den Verlauf der Verbrennung gegenüber dem Verlauf im Freifeld stark beeinflussen können [52–54, 63, 84, 101, 127, 146, 215]. Letztere Untersuchungen ähneln der Situation in einem Tunnel mit Fahrzeugen als Hindernisse. Die Recherche zeigt, dass LNG einen Kraftstoff darstellt an dem schon lange geforscht wird, es zur Beantwortung der Zielstellung der Arbeit aber weiterer Forschung bedarf. Dies betrifft insbesondere die Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas auf Land in Folge dessen Verdampfung auf Land und dessen anschließende Verbrennung.

Für die Untersuchung der Gefährdung von Personen und Bauwerken durch LNG und LNG-Gas, in Folge des Versagens von LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge in Tunneln, wurde sich in dieser Arbeit mit dessen Freisetzung, Verdampfung, Stoffausbreitung sowie Verbrennung auseinandergesetzt. Während sich Fragestellungen zur Freisetzung und Verdampfung mittels empirischer Modelle beantworten lassen, eignen sich zur Be-

antwortung von Fragestellungen zur Stoffausbreitung und Verbrennung CFD-Modelle, da diese in der Lage sind neben den komplexen physikalischen Zusammenhängen bei der Stoffausbreitung als auch Verbrennung die geometrischen Bedingungen eines realen Szenarios, wie sie z. B. in einem Tunnel mit Fahrzeugen gegeben sind, zu berücksichtigen. Die Verwendung von CFD-Modellen für die Störfalluntersuchung bedarf jedoch dessen vorhergehender Validierung, welche in dieser Arbeit für Stoffausbreitungs- und Verbrennungsmodelle erfolgte. Die sich dabei als geeignet herausgestellten Modelle sollen zukünftig für Untersuchungen mit LNG anwendbar sein und wurden in der Arbeit für die Untersuchung von exemplarischen Fallbeispielen (FB) und deren Gefährdungsbeurteilung genutzt. Eine Gefährdung ist gegeben wenn eine tolerierte Schädigung überschritten wird. Zur Identifikation von Gefährdungen wurden bezüglich verschiedener physikalischer Größen Methoden für die Quantifizierung von Schädigungen sowie Grenzwerte ab deren Überschreiten Schäden erwartet werden aus der einschlägigen Literatur herangezogen.

Die Arbeit ist so aufgebaut, dass dem Leser zunächst in Abschnitt 2 der Stand der Wissenschaft und Technik zu den relevanten Themenbereichen dargelegt wird, bestehend aus: LNG, dessen Freisetzung, Stoffausbreitung und Verbrennung, sowie Tunneln und den möglichen Gefährdungen für Personen und das Bauwerk. Dem schließt sich in Abschnitt 3 die Darstellung der Methodik an, mit der der Aufgabenstellung nachgegangen wurde. Abschnitt 4 widmet sich der Untersuchung von Ansätzen zur numerischen Modellierung der Stoffausbreitung und Abschnitt 5 der Kalibrierung und Validierung eines numerischen Verbrennungsmodells. Ergebnisse für die untersuchten FB, sowie die dafür durchgeführten Gefährdungsbeurteilungen sind in Abschnitt 6 dargestellt. Eine Zusammenfassung der Arbeit und der daraus gewonnenen Erkenntnisse beinhaltet Abschnitt 7.

Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 LNG

Verflüssigtes Erdgas (LNG) findet seit den 1950er-Jahren als Transportmedium, insbesondere für den Transport per Schiff, im internationalen Erdgashandel Anwendung. Grund hierfür ist seine ca. 600-fach höhere Dichte in der Flüssigphase gegenüber dessen Gasphase unter Normaldruck. Mittels Schiff am Zielort angekommen wurde LNG meist rückvergast um es zur Stromerzeugung zu nutzen oder es in das Erdgasnetz einzuspeisen. Seit den 2010er-Jahren findet LNG weltweit als Kraftstoff für LKW Anwendung [23]. Sein Markt und Tankstellennetz im Landverkehr weitet sich seitdem stetig aus. Dieser Abschnitt beschäftigt sich mit den Eigenschaften von LNG, einer typischerweise angewendeten Technik zur Speicherung von LNG in LKW und den dabei in Deutschland geltenden Standards sowie Möglichkeiten der Freisetzung.

2.1.1 Physikalische Eigenschaften

LNG ist nach DIN EN ISO 16903 ein farbloses, geruchloses und sehr kaltes Fluid welches unter Umgebungsdruck flüssig ist [17]. Der Hauptbestandteil von LNG ist mit einer Konzentration von typischerweise über 90 Vol.-% Methan. Neben Methan kann LNG weitere Bestandteile wie Ethan, Propan und andere Gase aufweisen. Neben LNG aus 100 % Methan zeigt Tabelle 2.1 exemplarisch einige Zusammensetzungen und Eigenschaften von LNG aus fossilen Quellen unterschiedlicher Herkunftsländer sowie aus der Vergärung von Biomasse als eine regenerative Quelle für LNG. Mit steigender Methan-Konzentration steigt die Güte des Kraftstoffs, sodass die Industrie daran interessiert ist die Konzentration von Methan in LNG zukünftig weiter zu erhöhen [200].

Tabelle 2.1: Beispiele für die Zusammensetzung und Eigenschaften von LNG.

Eigenschaften am Siedepunkt bei Normaldruck	LNG aus				
	100% Methan	Trinidad	Nigeria	Oman	Biomethan
Herkunft	/	fossil	fossil	fossil	Vergärung von Biomasse
Methan [Vol.-%]	100	96,9	91,7	87,9	97,5
Ethan [Vol.-%]	0	2,7	4,6	7,5	0
Propan [Vol.-%]	0	0,3	2,4	3	0
Andere [Vol.-%]	0	0,1	1,3	1,6	2,5
Molare Masse [g mol ⁻¹]	16	16,55	17,9	18,6	/
Siedetemperatur [K]	111,7	112,1	112,7	113,3	/
Dichte [kg m ⁻³]	422,5	430,9	452,8	463,6	/
Datenquelle	[209]	[209]	[209]	[209]	[23]

Weiterführende Informationen zu den Eigenschaften von LNG können der Literatur [17, 147, 200, 209] und der Anlage A entnommen werden.

2.1.2 LNG-Kraftstoffspeicher und -Kraftstoffspeichersysteme

LNG-Kraftstoffspeicher und -Kraftstoffspeichersysteme für Fahrzeuge unterliegen dem Standard ECE-R 110 [16] und der ADR [171].

Die Speicherung von LNG erfolgt typischerweise in kryogenen Druck-Speichern wie ihn beispielhaft Bild 2.1 im Schnitt zeigt. Diese bestehen aus einem doppelwandigen Gehäuse aus rostfreiem Stahl, in dem sich ein Ultrahochvakuum (UHV) und eine Multi-Layer-Insulation (MLI) befinden. Das UHV und die MLI wirken thermisch isolierend. Dabei wird ausgenutzt, dass in einem luftleeren Raum, wie ihn ein Vakuum darstellt, kein konvektiver Wärmetransport erfolgt und die MLI einen Wärmeaustausch durch Strahlung und Wärmeleitung zwischen Innen- und Außengehäuse des LNG-Kraftstoffspeichers weitestgehend verhindert [143].

Trotz der guten Isolation kann der Wärmeeintrag aus der Umgebung in den LNG-Kraftstoffspeicher nicht vollständig verhindert werden. Relevante Wärmebrücken stellen dabei z. B. die Kraftstoffleitungen oder das Lager des Innengehäuses dar. Durch den Wärmeeintrag verdampft LNG im Kraftstoffspeicher, welches in dem geschlossenen Kraftstoffspeichersystem zur Druckerhöhung führt. Die Druckerhöhung geht mit der Erhöhung der Siedetemperatur von LNG einher wie es beispielhaft Bild 2.2 für reines Methan zeigt. Ein Wärmestrom in den LNG-Kraftstoffspeicher geht somit mit der Temperatur und Druckerhöhung des gespeicherten LNG einher. Typischerweise sind LNG-Kraftstoffspeicher für LKW für einen Arbeitsdruck von 1,6 MPa ausgelegt [200],



Bild 2.1: LNG-Kraftstoffspeicher im Schnitt [61].

welches einer LNG-Temperatur von ca. 162 K entspricht. Der Arbeitsdruck bezeichnet dabei den maximalen erreichbaren Druck im nominellen Betrieb und nicht den typischen Betriebsdruck. Dieser liegt typischerweise zwischen 0,7 MPa und 1 MPa und beträgt damit ca. 50 % des Arbeitsdrucks [200]. Auf Grundlage der Isolation und des Druckaufnahmevermögens ist die Speicherung von LNG über mehrere Tage möglich, ohne den Betriebsdruck zu überschreiten.

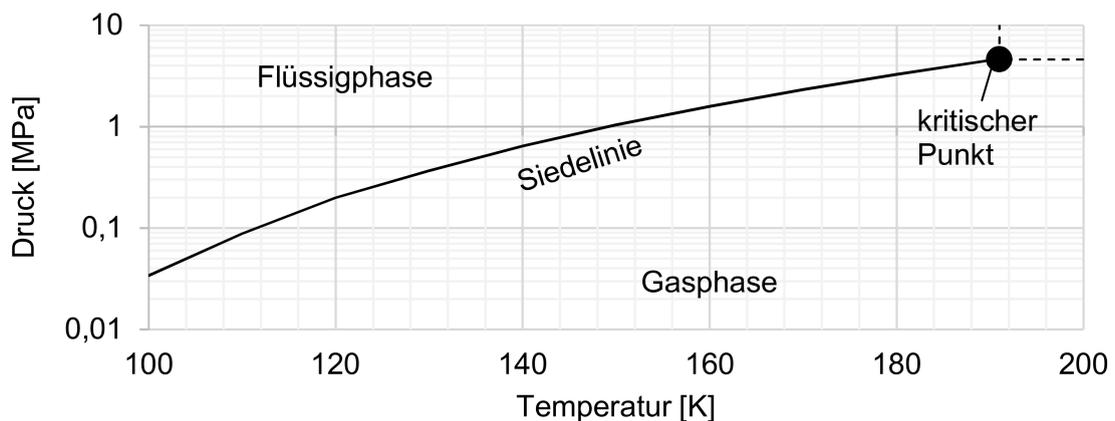


Bild 2.2: Siedelinie für Methan über Druck und Temperatur aus Daten des VDI Wärmeatlas [75] bestimmt mit der Software ProNuSs 8.

Neben dem LNG-Kraftstoffspeicher gehören zum LNG-Kraftstoffspeichersystem Kraftstoffleitungen, Sicherheits- und Kontrollsysteme sowie ein Wärmetauscher der sich auf der Kraftstoffleitung zum Fahrzeugantrieb befindet. Der Wärmetauscher verdampft das flüssige LNG und wärmt das entstehende LNG-Gas für den Motor vor. Ein LNG-Kraftstoffspeicher weist gemäß der Richtlinie ECE-R 110 von 2014 als Sicherheitssysteme-

me mindestens zwei Überdruckventilen, ein Überströmventil und ein Automatikventil auf. Das Überdruckventil reduziert den Speicherdruck durch das Abblasen von LNG-Gas aus dem LNG-Kraftstoffspeicher an die Umgebung. Hierbei wird zwischen dem primären Überdruckventil welches beim Überschreiten des Arbeitsdrucks aktiv wird und dem sekundären Überdruckventil welches beim Überschreiten des 1,5-fachen Arbeitsdrucks aktiv wird unterschieden. Das Überströmventil stellt eine Sicherung im Fall des Kraftstoffleitungsabrisses dar, welches den Kraftstoffstrom über die Kraftstoffleitung typischerweise unterbindet oder mindestens reduziert. Das dritte Sicherheitssystem ist das Automatikventil. Dieses verhindert einen Kraftstoffstrom zwischen LNG-Kraftstoffspeichersystem und Motor wenn der Motor ausgeschaltet ist. Für das Überström- und Automatikventil ist in der ECE-R 110 definiert, dass diese in nächster Nähe zum LNG-Kraftstoffspeicher und in einer geschützten Position untergebracht sein müssen. Diese geschützte Position wird von den Herstellern typischerweise durch ein radial am LNG-Kraftstoffspeicher angebrachtes Blech geschaffen. Neuere LNG-Kraftstoffspeicher verfügen darüber hinaus über ein axial montiertes Prallblech wodurch ein allseitiger Eindringenschutz in die LNG-Kraftstoffspeicherperipherie gegeben ist. Das Prallblech sowie die LNG-Kraftstoffspeicherperipherie hinter dem Prallblech zeigt beispielhaft Bild 2.3 an einem LNG-Kraftstoffspeicher.



Bild 2.3: LNG-Kraftstoffspeicher mit LNG-Kraftstoffspeicherperipherie und Sicherheitseinrichtungen; Fotos: Dr. Can Gernot Kreuz.

Die LNG-Kraftstoffspeichergröße ist über das European Agreement concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Road (ADR) definiert [171]. Dieses ist verbindlich in den ADR-Mitgliedsstaaten, zu denen neben anderen Ländern alle Länder der Europäischen Union gehören. In der ADR ist definiert, dass maximal 1500 l Diesel oder ein entsprechendes Energieäquivalent befördert werden darf ohne dass eine ADR-Bescheinigung zur Führung des Fahrzeugs erforderlich ist [171]. Das Energieäquivalent zu 1500 l Diesel entspricht 1080 kg Erdgas, welches in Form von CNG oder LNG gespei-

chert werden kann. Die Kapazität für den Hauptkraftstoffspeicher des Fahrzeugs steht in Beziehung zu den Größen:

- Maximale Reichweite eines Fahrzeugs,
- Maximale Masse der Nutzlast,
- Den Bedarf an zusätzlichen Energiespeichern z. B. zum Betreiben von Kühlaggregaten.

In der Praxis wird daher die zulässige Kraftstoffmenge gemäß ADR nur selten vollständig ausgenutzt. Die Unterbringung von LNG-Kraftstoffspeichern wurde in der Studie „Vergleich von CNG und LNG zum Einsatz in LKW im Fernverkehr“ von Ulrich Bünger et al. unter Einbeziehung verschiedener Industriepartner untersucht [36]. Hierbei stellte sich heraus, dass nach den gültigen Regularien und Standards in Europa die LNG-Kraftstoffspeicher nur seitlich im Fahrgestell untergebracht werden können, wo ihre maximale Länge durch die Fahrzeugkarosserie begrenzt ist. Ein Beispiel aus der Praxis ist der IVECO Stralis NP [96], dessen Karosserie unter Einhaltung der europäischen Standards für den Einsatz von zwei 2286 mm langen LNG-Kraftstoffspeichern optimiert wurde und den Bild 2.4 zeigt. Der beispielhaft im IVECO Stralis NP verwendete LNG-Kraftstoffspeicher der Firma Chart den Bild 2.4 zeigt hat bei einem Durchmesser von 660 mm eine Kapazität von bis zu 198 kg LNG [51], welche nach ADR [171] einem Äquivalent von 275 l Diesel entspricht.



Bild 2.4: Iveco Stralis NP mit zwei LNG-Kraftstoffspeichern von 2286 mm Länge und 660 mm Durchmesser.

2.1.3 Freisetzung von LNG aus einem kryogenen Druckspeicher

Kommt es aufgrund eines Störfalls zur Freisetzung von LNG so kann als Basisgleichung zur Abschätzung der Strömung von Fluiden das Gesetz von Bernoulli nach Gleichung 2.1 herangezogen werden [120]. In der Gleichung stellt v die Geschwindigkeit, P den Druck, ρ die Dichte, g die Schwerebeschleunigung, Δh den Höhenunterschied zu einem Bezugspunkt und e_{spez} die konstante spezifische Gesamtenergie dar.

$$e_{spez} = \frac{v^2}{2} + \frac{P}{\rho} + g \cdot \Delta h \quad (2.1)$$

Wird ein Fluid aus einem Druckspeicher freigesetzt so ändern sich seine Zustandsgrößen seine Gesamtenergie bleibt unter Vernachlässigung von Reibung aber gleich. Nimmt man für das freizusetzende Fluid innerhalb des Kraftstoffspeichers eine Geschwindigkeit von 0 m s^{-1} , einen Überdruck zwischen Kraftstoffspeicher und Umgebung in die das Fluid freigesetzt wird von P_{Sp} sowie gleiche Dichte ρ und einen Höhenunterschied Δh von 0 m zwischen vor und nach der Freisetzungsstelle an, so ergibt sich die Geschwindigkeit v_F des freigesetzten Fluides nach Gleichung 2.2.

$$v_F = \sqrt{\frac{2P_{Sp}}{\rho}} \quad (2.2)$$

Unter Berücksichtigung einer Querschnittsfläche A über die das Fluid freigesetzt wird und der Dichte ρ des Fluides lässt sich der resultierende Massenstrom \dot{m}_F aus dem Kraftstoffspeicher mittels Gleichung 2.3 bestimmen. Aus der Gleichung geht hervor, dass der Massenstrom mit steigender Querschnittsfläche der Öffnung, der Dichte des Fluides oder des Behälterdrucks ansteigt.

$$\dot{m}_F = A\sqrt{2\rho P_{Sp}} \quad (2.3)$$

Gleichung 2.3 wird z. B. in der Analyse von Sicherheitsventilen nach ISO 4126-10 angewendet [12]. In der Praxis reduziert sich der Massenstrom, was bei der Auslegung von Sicherheitsventilen durch die Koeffizienten der Ausflussziffer ψ und die reduzierte Ausflussziffer aus Experimenten K_{Dr} berücksichtigt werden kann. Der reduzierte Massenstrom $\dot{m}_{F \text{ red}}$ ergibt sich dann mittels Gleichung 2.4. Die Anwendung von Gleichung 2.3 führt somit zu einer Überschätzung des Massenstroms gegenüber praktischen Anwendungsfällen.

$$\dot{m}_{F \text{ red}} = AK_{Dr}\psi\sqrt{2\rho P_{Sp}} \quad (2.4)$$

LNG weist unter Normaldruck eine Siedetemperatur von ca. 112 K auf. Wie in Abschnitt 2.2 dargestellt wurde steigt die Siedetemperatur mit steigendem Druck, sodass flüssiges

LNG im Kraftstoffspeicher größere Temperaturen als die Siedetemperatur unter Normaldruck annehmen kann. LNG liegt somit im Kraftstoffspeicher gegenüber der Umgebung überhitzt vor. Die überschüssig Energie führt zu einer spontanen Verdampfung von LNG bei der Freisetzung in die Umgebung. Der gasförmige Massenstromanteil θ_g bei der Freisetzung wird als Flash-Anteil bezeichnet und lässt sich nach Gleichung 2.5 über die spezifische Wärmekapazität c_{pf} , die Verdampfungsenthalpie ΔH , die Eulerische Zahl e sowie die Temperatur des LNG im Kraftstoffspeicher T_S und des Siedepunktes unter Umgebungsbedingungen T_{amb} bestimmen [134]. Den Verlauf des Flash-Anteils über den typischen Druckbereich von LNG-Kraftstoffspeichern zeigt Bild 2.5 für LNG aus 100 % Methan. Für die Bestimmung der Kurve wurden Materialdaten des VDI-Wärmeatlas [75] verwendet die über die Software ProNuSs 8 abgerufen wurden und Anlage A zeigt.

$$\theta_g = 1 - e^{-\frac{c_{pf}}{\Delta H}(T_S - T_{amb})} \quad (2.5)$$

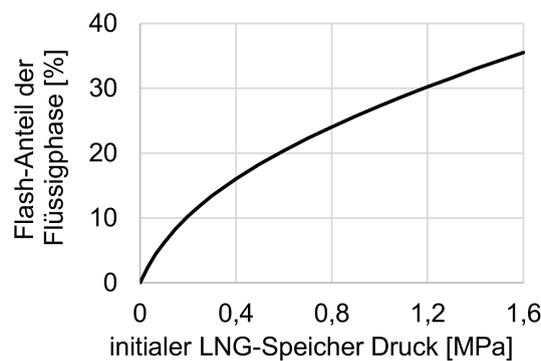


Bild 2.5: Flash-Anteil über den Druck für LNG aus 100 % Methan.

Bei der Freisetzung von LNG aus einem Kraftstoffspeicher ist zwischen den Extremen der gasförmigen und flüssigen Freisetzung zu unterscheiden, zwischen denen auch Mischformen möglich sind. Beide Extreme unterscheiden sich in der freizusetzenden Kraftstoffmasse, dem Peakmassenstrom und dem Massenstromverlauf über der Zeit. Zu einer Freisetzung von LNG in der Gasphase kann es z. B. in Folge des Auslösens oder des Abrisses eines Sicherheitsventils sowie einem Bruch in der Kraftstoffspeicherhülle kommen. Eine Freisetzung von LNG in der Flüssigphase wäre z. B. bei einem Bruch der Kraftstoffspeicherhülle unterhalb des Flüssigkeitsstands im LNG-Kraftstoffspeicher zu erwarten. Letzterer kann durch den fallenden Flüssigkeitsstand über der Zeit aber auch zur Freisetzung von LNG in der Gasphase führen. Ein Bruch der Kraftstoffspeicherhülle wird als potenzielle Folge eines Unfallszenarios angenommen. Wie in Abschnitt 2.1.2 dargestellt wurde können die LNG-Kraftstoffspeicher nur seitlich im Fahrgestell untergebracht werden wo sie verschiedenen Aufprallszenarien ausgesetzt sein können. LNG-Kraftstoffspeicher sind nach ECE-R 110 [16] in Bezug auf Aufprallszena-

rien mittels Zulassungsversuchen zu testen. Bei diesen Zulassungsversuchen fällt ein LNG-Kraftstoffspeicher aus 9 m bzw. 3 m Höhe im freien Fall auf eine ebene Fläche. Dabei weist der Kraftstoffspeicher Aufprallgeschwindigkeiten von ca. 48 km h^{-1} beim 9 m Szenario bzw. 28 km h^{-1} beim 3 m Szenario auf. Die Zulassungsversuche berücksichtigen damit deutlich kleinere Aufprallgeschwindigkeiten als sie durch die Maximalgeschwindigkeit von 80 km h^{-1} auf Autobahnen und 60 km h^{-1} auf Überlandstraßen für Fahrzeuge mit einer zulässigen Gesamtmasse von über 7,5 t oder Sattelkraftfahrzeuge in Deutschland zulässig wären [189] und die typischerweise im Schwerlast oder Fernverkehr Anwendung finden. Ein weiterer im Fahrzeugbau klassischer Test stellt der Dorntest dar, mit dem die Beständigkeit gegenüber Punktlasten geprüft wird. Der Dorntest ist nach ECE-R 110 [16] für LNG-Kraftstoffspeicher nicht vorgeschrieben.

Bei der Freisetzung in der Gasphase erfolgt die Flash-Verdampfung innerhalb des LNG-Kraftstoffspeichers wie es Bild 2.6a zeigt. Dies hat zur Folge, dass bedingt durch den Druckabfall über der Zeit nicht der gesamte Kraftstoffspeicherinhalt freigesetzt werden kann und ein großer Teil des Kraftstoffs flüssig im LNG-Kraftstoffspeicher verbleibt. Außerdem sinkt bei der gasförmigen Freisetzung der Speicherdruck über der Zeit, sodass entsprechend Gleichung 2.3 der Massenstrom über der Zeit sinkt. Die freisetzbare LNG-Masse m_F bei der Freisetzung von LNG in der Gasphase ergibt sich näherungsweise nach Gleichung 2.6 aus der gasförmig gespeicherten LNG-Masse m_g im LNG-Kraftstoffspeicher sowie dem Flash-Anteil θ_g der flüssig gespeicherten Kraftstoffmasse m_f .

$$m_F = m_f \cdot \theta_g + m_g \quad (2.6)$$

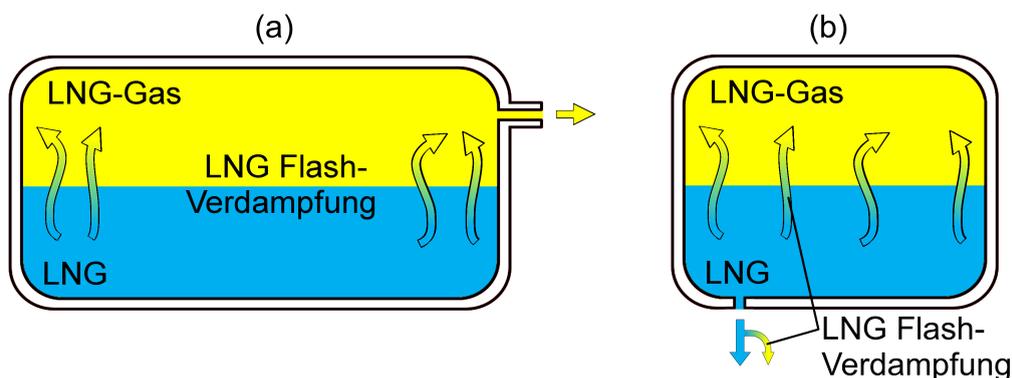


Bild 2.6: LNG Freisetzung in der Gasphase (a) und Flüssigphase (b).

Die Freisetzung von LNG in der Flüssigphase zeigt Bild 2.6b. Bei der Freisetzung von LNG in der Flüssigphase vergrößert sich der Expansionsraum für die Gasphase im

LNG-Kraftstoffspeicher was sich mindernd auf den Speicherdruck auswirkt. Auf der anderen Seite führt eine Druckminderung zur Flash-Verdampfung von LNG im LNG-Kraftstoffspeicher, sodass sich bei der flüssigen Freisetzung ein annähernd konstanter Druck im LNG-Kraftstoffspeicher einstellt. Des Weiteren kann nur die Freisetzung von LNG in der Flüssigphase zur vollständigen Entleerung des Tanks führen. Bei einem Bruch der LNG-Kraftstoffspeicherhülle wird angenommen, dass die Streckenlänge auf der sich der Speicherdruck zum Umgebungsdruck ändert sehr kurz ist. Die Streckenlänge ist entscheidend für die Größe des Massenstroms bei der Freisetzung des Kraftstoffs [118, 134, 176, 198]. Ist die Streckenlänge kurz, sorgt der Siedeverzug im Fluid dafür, dass die Flash-Verdampfung primär außerhalb des Kraftstoffspeichers erfolgt und damit die Freisetzung als einphasig betrachtet werden kann [118, 176]. Ist die Streckenlänge lang, so siedet das LNG auf der Strecke, wodurch sich ein 2-Phasenstrom bildet dessen Massenstrom kleiner gegenüber dem der einphasige flüssigen Freisetzung ist [118, 176]. Bei dem betrachteten Bruch der Hülle wird daher die einphasige flüssige Freisetzung angenommen. Durch die einphasige Betrachtung der Freisetzung erfolgt die Flash-Verdampfung primär außerhalb des Kraftstoffspeichers. Die für die Verdampfung notwendige Energie wird der Flüssigphase entnommen, wobei sich diese wie zuvor dargestellt, auf die Siedetemperatur unter Umgebungsbedingungen von ca. -112 K abkühlt. Da die freigesetzte Energie für den Phasenwechsel aufgewendet wird, wird die Temperatur des LNG-Gases ebenso mit 112 K angenommen. Ausgehend von diesem Ansatz teilt sich der freigesetzte LNG-Massenstrom \dot{m}_F nach Gleichung 2.3 in einen flüssigen Massenstrom \dot{m}_{Ff} nach Gleichung 2.7 und einen gasförmigen Massenstrom \dot{m}_{Fg} nach Gleichung 2.8.

$$\dot{m}_{Ff} = (1 - \theta_g) \dot{m}_F \quad (2.7)$$

$$\dot{m}_{Fg} = \theta_g \cdot \dot{m}_F \quad (2.8)$$

Für den typischen Druckbereich, zwischen 0,7 MPa bis 1 MPa, ergeben sich für kreisrunde Leckagen von 5 mm bis 25 mm Größe im Durchmesser die in Tabelle 2.2 dargestellten LNG-Massenströme von $0,5 \text{ kg s}^{-1}$ bis $12,1 \text{ kg s}^{-1}$ bei der flüssigen Freisetzung und $0,1 \text{ kg s}^{-1}$ bis $2,5 \text{ kg s}^{-1}$ bei der gasförmigen Freisetzung. Für den typischen Druckbereich entspricht der durchschnittliche Flash-Anteil 24,8 Mass.-%. Aus dem Vergleich geht hervor, dass bei der flüssigen Freisetzung ca. fünfmal größere Massenströme als bei der gasförmigen Freisetzung zu erwarten sind. Des Weiteren stellen die Massenströme bei der gasförmigen Freisetzung Peakmassenströme dar, die sich im Gegensatz zur flüssigen Freisetzung mit voranschreitender Zeit aufgrund des Druckabfalls reduzieren.

Tabelle 2.2: Gasförmige und flüssige Massenströme ausgehend von verschieden großer Leckagen eines LNG-Kraftstoffspeichers bei einem typischen Speicherdruck zwischen 0,7 MPa und 1 MPa.

Freisetzungstyp	Durchmesser Leck [mm]	Massenstrom [kg s ⁻¹]	Massenstrom flüssig [kg s ⁻¹]	Massenstrom gasförmig [kg s ⁻¹]
gasförmig	5	0,1 (Peak)	-	0,1 (Peak)
flüssig		0,49	0,37	0,12
gasförmig	10	0,4 (Peak)	-	0,4 (Peak)
flüssig		1,94	1,46	0,48
gasförmig	25	2,5 (Peak)	-	2,5 (Peak)
flüssig		12,1	9,1	3

2.2 Stoffausbreitung und Verbrennung von LNG

Die Erforschung von LNG als Gefahrstoff begann in Folge des Cleveland Unglücks (Ohio, USA) 1944, in dem 130 Personen bei einer Gasexplosion als Folge eines undichten LNG-Tanklagers getötet wurden [180]. Explosionsfähig ist LNG nur in der Gasphase. LNG verdampft nach dessen Freisetzung in zwei Schritten. Der erste Schritt ist die Flash-Verdampfung aufgrund des Druckabfalls zwischen Tank und Umgebung bei der Freisetzung wie sie in Abschnitt 2.1.3 dargestellt wurde. Der verbleibende Massenstromanteil bleibt flüssig und führt zur Ausbreitung flüssiger Lachen oder Pools in der Umgebung der LNG-Quelle, wobei die Verdampfung des LNG primär mittels Energie aus dem Untergrund des Pools erfolgt [24, 64, 149, 156, 180]. In diesem Abschnitt ist der Stand der Wissenschaft und Technik zur Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG auf festen Untergründen, der Stoffausbreitung von LNG-Gas, sowie dessen Verbrennung dargestellt.

2.2.1 Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG

Auf Grundlage der typischen maximalen Speicherdrücke von bis zu 1,6 MPa für LNG in Kraftstoffspeichern für LKW [200] verbleibt der größte LNG-Massenstromanteil nach dessen Freisetzung aus dem Kraftstoffspeicher in der Flüssigphase und führt zur Poolbildung auf Oberflächen. Die Betrachtung des Pools ist aus zweierlei Hinsicht notwendig. Erstens stellt der flüssige Pool thermisch bedingt, insbesondere für Personen, eine Gefahr dar und zweitens ist seine Modellierung zur Vorhersage des aus ihm resultierenden Verdampfungsmassenstroms über der Zeit notwendig. Der LNG-Pool weist einen eingehenden flüssigen und einen ausgehenden gasförmigen Massenstrom auf. Dabei ist die

Poolgröße über der Zeit veränderlich insofern die Ausbreitung nicht durch Hindernisse begrenzt ist. Die Poolbildung setzt sich somit aus den Fragestellungen zusammen:

- wie LNG auf Oberflächen verdampft,
- und wie sich flüssiges LNG auf Oberflächen ausbreitet.

Die Verdampfung von LNG auf typischen Bodenmaterialien wie Betonen, Sand oder Lehm wurde in der Forschung der AGA [24] sowie in Untersuchungen von Drake und Reid [64], Reid und Wang [168], Briscoe und Shaw [39], Opschoor [156] und Moorhouse und Carpenter [149] experimentell und analytisch untersucht. Die Verdampfung auf typischen Bodenmaterialien ist gekennzeichnet durch einen anfangs sehr hohen spezifischen Verdampfungsmassenstrom, der mit der Zeit sinkt [24, 39, 64, 149, 168]. Wärmequellen können durch Wärmestrahlung aus der Umgebung, Konvektion mit der Umgebungsluft als auch Wärmeleitung vom Boden gegeben sein. Untersuchungen der AGA zeigten [24], dass Wärmeleitung zwischen LNG und Boden die primäre Wärmequelle für die Verdampfung des LNG darstellt. Der Wärmeeintrag durch Wärmestrahlung und Konvektion ist gegenüber der Wärmeleitung sehr klein und vernachlässigbar, insofern die Verdampfung nicht über mehrere Stunden erfolgt [24]. Zur Bestimmung der theoretischen Wärmestromdichte \dot{q}_{theo} in den LNG-Pool auf typischen Bodenmaterialien kann das eindimensionale Wärmeübergangsmodell nach Carlslaw und Jaeger [48] nach Gleichung 2.9 herangezogen werden. In Gleichung 2.9 werden die initiale Bodentemperatur T_{init} , die Siedetemperatur des LNG-Pools T_S , die Zeit t in der der Boden mit LNG beaufschlagt wurde, die Kreiszahl π , sowie die Materialdaten des Bodens für die Wärmeleitfähigkeit λ_b , die Dichte ρ_b und die spezifische Wärmekapazität c_b berücksichtigt. Unter Verwendung dieses Ansatzes wird der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Boden und LNG-Pool als unendlich groß und damit als vernachlässigbar gegenüber der Wärmeleitung im Boden angenommen. Der Verdampfungsmassenstrom \dot{m}_V ergibt sich nach Gleichung 2.10 unter Verwendung der Verdampfungsenthalpie für LNG ΔH , der Wärmestromdichte vom Boden \dot{q} und der berücksichtigten Poolfläche A .

$$\dot{q}_{theo} = \sqrt{\frac{\lambda_b \rho_b c_b}{\pi t}} (T_{init} - T_S) \quad (2.9)$$

$$\dot{m}_V = A \frac{\dot{q}}{\Delta H} \quad (2.10)$$

In Experimenten zeigte sich, dass das Modell den charakteristischen Verlauf des spezifischen Verdampfungsmassenstroms über der Zeit wiedergibt, dieser jedoch in der Praxis zum Teil deutlich größer ist. Dies hat mehrere Gründe. Zum einen liegt der theoretischen Wärmestromdichte eine ideale Fläche zugrunde die in der Praxis durch Rauigkeit, Oberflächentextur und Penetrationsvermögen des Bodens größer ist als eine ideal

glatte Oberfläche [64]. Des Weiteren können reale Böden Wasser enthalten welches den Verdampfungsprozess energetisch und oberflächentechnisch aufgrund von Eisbildung beeinflussen kann [156]. Briscoe und Shaw führten zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in den Materialdaten, der Bodenrauigkeit sowie möglicher weiterer Effekte den Korrekturwert χ ein [39] wie er in Gleichung 2.11 zur Bestimmung der Wärmestromdichte Anwendung findet. Briscoe und Shaw empfahlen die Verwendung eines Korrekturwerts von $\chi = 3$ um die maximale Wärmestromdichte zu bestimmen.

$$\dot{q} = \chi \sqrt{\frac{\lambda_b \rho_b c_b}{\pi t}} (T_{init} - T_S) \quad (2.11)$$

Die Poolausbreitung von LNG oder verflüssigtem Stickstoff wurde in den Arbeiten von Moorhouse und Carpenter [149], Kim et al. [107] und Nguyen et al. [153] experimentell untersucht. Stickstoff weist mit einer Siedetemperatur unter Standardbedingungen von 77 K eine ähnliche Siedetemperatur zu LNG mit ca. 112 K auf, kann jedoch gegenüber LNG nach der Verdampfung nicht explosionsfähig werden. Modelle für die Poolausbreitung von LNG auf flachen festen Oberflächen wurden von Briscoe und Shaw [39], Opschoor [156] sowie Webber [203, 204] veröffentlicht. Briscoe und Shaw definierten vier Kräfte, die bei der Poolausbreitung auf glatten Oberflächen berücksichtigt werden müssen. Die dominanteste Kraft F_G für die Poolausbreitung resultiert aus der Gravitation. Dieser entgegengestellt ist die Trägheitskraft F_T der sich ausbreitenden Flüssigkeit und die Reibungskraft F_R am Poolboden. Die Poolausbreitung geht mit der Reduzierung der Pooldicke einher, mit dessen Abnahme auch der Einfluss der Gravitation abnimmt. Eine zweite treibende Kraft F_{OS} für die Poolausbreitung resultiert aus der Oberflächenspannung zwischen Pool und Boden oder Pool und Luft. Alle Kräfte und ihre Wirkrichtung gegenüber dem Poolmittelpunkt zeigt Bild 2.7 für verschiedene Zeitpunkte t_i .

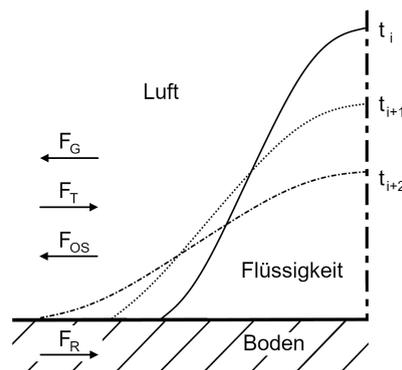


Bild 2.7: Schematische Darstellung der Ausbreitung von Flüssigkeiten auf festen, glatten Oberflächen und der dabei wirkenden Kräfte sowie deren Wirkrichtung zum Poolmittelpunkt. F_G , F_T , F_R , F_{OS} , stellen die Kräfte aus Gravitation, Trägheit, Reibung und Oberflächenspannung dar [39].

Die Modelle von Briscoe und Shaw [39], Opschoor [156] sowie Webber [203, 204] stellen Integralmodelle dar, die auf der Flachwassergleichung nach Stoker basieren [188]. Eine wichtige technische Größe bei der Modellierung der Poolausbreitung ist die minimale Poolhöhe. Die minimale Poolhöhe setzt sich zusammen aus einem Anteil zur Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit und einem Anteil zur Berücksichtigung einer minimalen Filmdicke des sich ausbreitenden Fluides [156, 204]. Letzterer variiert in der Praxis über der Zeit [203], wird aber in den Modellen von Opschoor [156] und Webber [204] mittels empirischer Werte als konstant angenommen. In einem anderen Modell von Webber [203] wird der Anteil der minimalen Filmdicke im Modell direkt berechnet, sodass in diesem Modell die minimale Höhe nur der Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit dient und keine empirischen Werte bedarf. Das Modell von Webber [203] berücksichtigt zudem die Aspekte Gravitation, Trägheit, Reibung und Oberflächenspannung. Dieser Ansatz hat sich für die Störfallanalyse bewährt und ist in den kommerziellen Programmen GASP [205] oder ProNuSs 8 implementiert. Außerdem ist der Modell-Ansatz im Yellow Book der TNO veröffentlicht und somit innerhalb dieser Arbeit nutzbar [198].

2.2.2 Stoffausbreitung von LNG-Gas

Gefahren durch LNG gehen von dessen Stoffausbreitung in der Gasphase sowie dessen Verbrennung aus. Explosionsfähig sind LNG-Gas/Luft-Gemische nur innerhalb von Explosionsgrenzen, sodass zur Bewertung der Gefährdung Stoffausbreitungsuntersuchungen erforderlich sind. Der Mischprozess von LNG-Gas und Luft stellt eine transiente Fragestellung dar, in der LNG-Gas ein Schwer-, Neutral- oder Leichtgas gegenüber der Umgebungsluft unter Normalbedingungen darstellen kann. Nach der Freisetzung von LNG-Gas durch die Flash- oder Poolverdampfung wurde die Temperatur von LNG-Gas in vorangegangenen Untersuchungen entsprechend der Siedetemperatur mit ca. 112 K angenommen [97, 131], bei der LNG-Gas ein Schwergas gegenüber Luft bei Normalbedingungen darstellt. Durch Energiezufuhr aus der Umgebung kann sich die Temperatur des LNG-Gases erhöhen wodurch dessen Dichte abnimmt und es zum Neutral- oder Leichtgas gegenüber Luft unter Normalbedingungen wird [97, 116, 174].

2.2.2.1 Experimente

Um Modelle für die Stoffausbreitung von LNG-Gas und andere Schwergase zu entwickeln wurden zahlreiche klein- und großskalige Experimente mit LNG (Hauptbestandteil CH_4), flüssigem Methan (LCH_4), Propan (C_3H_8), oder auch nicht brennbaren

Schwergasen wie Freon (CCl_2F_2), Kohlenstoffdioxid (CO_2), Stickstoff (N_2) und Sulfur Hexafluoride (SF_6) durchgeführt [179, 180, 187]. Eine Übersicht einiger Veröffentlichungen zu durchgeführten Experimenten gibt Tabelle 2.3. Im Folgenden werden einzelne Studien und deren Erkenntnisse für die Stoffausbreitung von LNG-Gas vorgestellt.

Bei den ersten Untersuchungen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Poolverdampfung die von Parker und Spata [157], Burgess et al. [41, 42], Feldbauer et al. [68] sowie Humbert-Basset und Montet [92] veröffentlicht wurden handelt es sich gegenüber späteren Versuchen um Kleinversuche mit freigesetzten LNG Volumen von bis zu 10 m^3 . In den Untersuchungen wurde messtechnisch nachgewiesen, dass sich LNG-Gas bodennah ausbreitet und sich Gauß-Modelle für die Modellierung der Stoffausbreitung im Freifeld ohne Berücksichtigung von Hindernissen eignen.

1974 wurde von der American Gas Association (AGA) der Bericht zum „LNG Safety Program Phase II“ veröffentlicht [24]. In dem Projekt wurde in Klein- bis Großversuchen die Verdampfung von LNG auf Land, die Stoffausbreitung von kontinuierlich freigesetztem LNG-Gas im Freifeld sowie die Verbrennung von LNG-Gas/Luft Gemischen untersucht. Des Weiteren wurden Parameter für Gauß-Modelle untersucht die sich auf verschiedene Strömungsbedingungen der Luft anwenden lassen. Grundlage der 28 Versuche war die Verdampfung von LNG auf Lehmboden in einem von einem Deich begrenzten Gebiet. Hierbei wurden Deichdurchmesser von 1,8 m, 6,1 m und 24,4 m berücksichtigt. Bei den Versuchen wurden innerhalb von bis zu 30 s $0,38 \text{ m}^3$ bis $51,2 \text{ m}^3$ LNG in das Deichareal eingebracht. In den Experimenten wurde der Verdampfungsmassenstrom nicht direkt gemessen sondern mittels der Poolhöhenabnahme über der Zeit und der Dichte von LNG bestimmt. Messdaten hierfür wurden je Experiment für einen Zeitraum von ca. 30 Minuten dokumentiert. Zur Untersuchung der sich an die Verdampfung von LNG anschließenden Stoffausbreitung wurden bis zu 36 Temperatur- und Methankonzentrationsensoren verwendet, die in verschiedenen Höhen und Abständen zum Poolmittelpunkt platziert waren. Bei der Platzierung der Sensoren wurde die typische Windrichtung für das Testgebiet berücksichtigt. Die Messdaten der Sensoren wurden für einen Zeitraum von 45 Minuten veröffentlicht. Aus den Experimenten wurden verschiedene Schlüsse für die Stoffausbreitung gezogen. Der Deich als LNG-Quelle beeinflusst die Stoffausbreitung stark. Erstens verhindert dieser, dass sich der flüssige Pool ausbreitet, sodass nur eine begrenzte Fläche für dessen Verdampfung zur Verfügung steht und zweitens sinkt mit steigender Deichhöhe der Abstand zur LNG-Gas-Quelle in dem das Gemisch explosionsfähig ist [24]. Letzteres wurde dadurch begründet, dass mit steigender Höhe zum umliegenden Boden die Strömungsgeschwindigkeit der Luft ansteigt, mit der auch ein Anstieg in der Mischrate von LNG-Gas und Luft angenommen wurde [24]. Mit

Tabelle 2.3: Liste von Veröffentlichungen zu experimentellen Untersuchungen der Stoffausbreitung von LNG-Gas und anderen Gasen die bei ihrer Freisetzung schwerer als Luft sind.

Jahr der Veröffentlichung	Institution, Autor, Projekt	Poolausbreitung wenn gegeben auf W- Wasser L – Land	Schwere Gase	Literatur
1968	AGA, Parker und Spata	L	LNG	[157]
1970	U.S. Bureau of Mines, Burgess et al.	W	LNG, N ₂	[42]
1972	U.S. Bureau of Mines, Burgess et al.	W	LNG	[41]
1972	Esso, Feldbauer et al., Matagorda Bay	W	LNG	[68]
1972	Gaz de France, Humbert-Basset und Montet	L	LNG	[92]
1973	Shell, Boyle und Kneebone	W	LNG	[38]
1974	AGA, Duffy et al., LNG Safety Program: Phase 2	L	LNG	[24]
1974	Shell, Kneebone und Prew, Gadila	W	LNG	[110]
1975	Committee on disaster prevention niederlande, Buschmann	-	Freon	[45]
1980	GRI / LLNL / NWC, Koopman et al., Avocet	W	LNG	[115]
1981	HSE, Picknett, Porton	-	Freon	[159]
1982	GRI / LLNL / NWC, Koopman et al., Burro	W	LNG, N ₂	[114]
1982	Shell, Puttock et al., Maplin Sands	W	LNG, LPG	[162]
1983	GRI / LLNL / NWC, Goldwire et al., Coyote	W	LNG, LCH ₄ , N ₂	[81]
1985	HSE, McQuaid und Roebuck, Thorney Island	-	Freon, N ₂	[140]
1988	Swiss Federal Institute of Technology, Ruff	W	N ₂	[174]
1990	GRI / LLNL, Brown et al., Falcon	W	LNG	[40]
1992	CEC, Davis, Major Technological Hazards Project BA	-	SF ₆ , LPG	[60]
2006	Chemical Hazards Research Center, Havens und Spicer	-	CO ₂ , C ₃ H ₈	[85]
2008	BP Global Gas SPU, Cormier	L / W	LNG	[57]
2009	BP Global Gas SPU, Rana	W	LNG	[167]
2017	National Natural Science Foundation of China, Dong et al.	-	SF ₆	[62]

steigender Höhe des Deichs steigt somit unter sonst gleichen Strömungsbedingungen die Strömungsgeschwindigkeit im Bereich des Übergangs von Deichareal zur Umgebung, mit der somit auch eine Steigerung der Mischrate einhergeht. Beim Vergleich von Messungen verschiedener örtlicher Messpunkte eines Zeitpunkts zeigte sich, dass die Methankonzentration mit steigendem Abstand zur LNG-Gas-Quelle und mit steigender Höhe eines Sensors über dem Boden abnahm. Die Konzentrationen in den einzelnen Messpunkten unterlagen starken Schwankungen. Typischerweise ergaben sich Verhältnisse zwischen Konzentrationspeaks von Methan und dessen gleitendem Mittelwert von bis zu 2,5 [24]. Des Weiteren zeigte sich, dass die Stoffausbreitung von LNG-Gas neben der Strömungsgeschwindigkeit mit dem Turbulenzgrad der Luft variierte [24]. Die Stoffausbreitung von LNG-Gas ging mit der Bildung von Kondenswasser in der Luft einher. In der Untersuchung wurde geschlossen, dass das sichtbare Kondenswasser ab einer Umgebungstemperatur von mehr als 15 °C und einer relativen Luftfeuchte von mehr als 50 % als Indikator eines explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisches angenommen werden kann [24]. In den Experimenten wurden die größten Volumina explosionsfähigen Gemisches in den ersten Minuten nach Beginn der Freisetzung von LNG beobachtet.

1982 wurde der Bericht vom Projekt Burro veröffentlicht, welches durch das Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL) durchgeführt wurde [114]. Im Projekt wurden acht Versuche zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld, in Folge dessen Verdampfung auf Wasser durchgeführt, um auf deren Grundlage Modelle entwickeln zu können [114]. Hierfür wurde eine kreisförmige Senke die einen Durchmesser von 58 m und einer Tiefe von 2,5 m aufwies bis zu einer Höhe von ca. 1 m mit Wasser gefüllt. In jedem Versuch wurde das LNG über ein Rohr, welches in 2,5 m über dem Boden der Senke in deren Mitte verlief, über dem Wasser freigesetzt. Zum Zeitpunkt der Experimente war bekannt, dass die Verdampfung von LNG auf Wasser anders verläuft als auf typischen Landmaterialien, wie sie im Experiment der AGA (1974) untersucht wurde [180]. Die Verdampfung von LNG auf Wasser führt zu näherungsweise konstanten flächenspezifischen Massenströmen von LNG-Gas über der Zeit, die größer sind als bei der Verdampfung von LNG auf landtypischen Materialien [180]. In den Versuchen wurden LNG-Volumen zwischen 24,2 m³ und 39,4 m³ über einen Zeitraum von bis zu 190 s freigesetzt [114]. Dabei breitete sich in keinem der Versuche das LNG über die gesamte Wasserfläche aus und verdampfte vollständig über die Zeitspanne der flüssigen Freisetzung. Im Vergleich zu den Experimenten der AGA (1974) wurden im Burro-Projekt deutlich größere LNG-Gas Massenströme erzielt, sodass die Stoffausbreitung von LNG-Gas nur über wenige Minuten messbar war. Die Untersuchung der Stoffausbreitung erfolgte ähnlich wie im Experiment der AGA (1974). Gemessen wurde die Methangaskonzentra-

tion, Temperatur, Windrichtung und Windgeschwindigkeit in verschiedenen Abständen und Höhen zur LNG-Gas-Quelle. Des Weiteren wurde an verschiedenen Messpunkten die Luftfeuchte und die Wärmestromdichte im Boden gemessen. Die Ergebnisse der Versuche wiesen große Streuungen auf, deuten aber auf verschiedene physikalische Aspekte hin die bei der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft von Bedeutung sein könnten. So konnten im Boden unter Anwesenheit von Methan-Gas in der Luft große Änderungen der Wärmestromdichte gemessen werden, sodass angenommen werden kann, dass der Boden zur Erwärmung des kalten LNG-Gases beiträgt. Des Weiteren zeigten die Messungen der Luftfeuchte, dass der Wassergehalt in Luft mit steigender Methangaskonzentration anstieg.

Aufbauend auf dem Burro-Projekt wurde das Coyote-Projekt durchgeführt, dessen Bericht 1982 von Goldwire et al. veröffentlicht wurde [81]. Neben der Stoffausbreitung kryogener Gase wurden in dem Projekt deren Zündung und Verbrennung, sowie das Auftreten von Rapid-Phase-Transition (RPT) Explosionen bei der Verdampfung von LNG auf Wasser untersucht. Der Testaufbau entsprach annähernd dem des Burro-Projekts und wurde um Drucksensoren im Bereich des Pools und um Sensoren zur Messung von Wärmestrahlung im Gebiet in dem die LNG-Gas-Ausbreitung erwartet wurde erweitert [81]. Die Untersuchung zeigte, dass sich im Bereich der LNG-Quelle LNG nicht nur auf der Wasseroberfläche ausbreitete, sondern sich zum Teil mit dem Wasser mischte und es in Folge dessen zu RPTs kam. RPTs sind physikalische Explosionen, bei denen sich Druckwellen durch die schnell expandierenden Gase entwickeln. Dieser Effekt kann wiederum zur Förderung der Durchmischung von LNG und Wasser führen und so eine Kettenreaktion bei der Verdampfung von LNG mit sich bringen [81]. Die RPT beeinflusst damit den Massenstrom von LNG-Gas in die Umgebung, welches einen maßgebenden Parameter bei der Untersuchung von Stoffausbreitungsmodellen darstellt.

Aufbauend auf den Erkenntnissen der Projekte Burro und Coyote wurde das Falcon-Projekt durchgeführt, dessen Ergebnisse 1990 von Brown et al. [40] veröffentlicht wurden. Ziel des Projekts war es den Einfluss von Hindernissen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas zu untersuchen und Messdaten für die Modellentwicklung bereitzustellen. Für die Modellentwicklung wurde das Ziel verfolgt, den Verdampfungsmassenstrom über der Zeit zu quantifizieren. Hierzu wurde der freigesetzte LNG-Massenstrom über der Zeit gemessen und angenommen, dass dieser dem LNG-Gas Massenstrom entspricht [40]. Um diese Annahme zu rechtfertigen wurde wie in den Projekten Burro und Coyote die Verdampfung von LNG auf Wasser gewählt. Gegenüber den vorhergehenden Projekten wurde das LNG nicht über ein Rohr in 1,5 m Höhe über dem Wasser freigesetzt [81, 114], sondern über ein Rohrsystem auf vier Freisetzungspunkte verteilt, an

deren Ende der LNG-Massenstrom parallel zur Wasseroberfläche gerichtet wurde [40]. Die Auswertung der Ergebnisse zeigte, dass es auch im Falcon-Projekt zu kleinen und großen RPTs kam.

Luketa-Hanlin fasste 2006 die Experimente zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung von LNG auf Wasser zusammen [130]. Dabei stellte er dar, dass obwohl aus den durchgeführten Großversuchen viele Erkenntnisse gewonnen wurden nach wie vor Wissenslücken für das Verständnis der physikalischen Prozesse bei der Freisetzung von LNG auf Wasser und somit auch für die Beurteilung der sich daraus ergebenden Gefahren bestehen. Aufgrund des Testumfangs von Großversuchen und der damit verbundenen Gefahren sah er es nicht als sinnvoll an diese Wissenslücken zukünftig weiter mittels Großversuchen zu schließen. Luketa-Hanlin sah in Kleinversuchen das Potenzial zur Schließung der Wissenslücken und um Messdaten für die Validierung von Modellen bereitzustellen. Des Weiteren wurde in der Veröffentlichung von Koopman und Ermak 2007 [116] zusammengefasst, dass sich bislang in den Projekten Burro, Coyote und Falcon nur in den Versuchen Burro 8 und Falcon 1 die erwartete Schwergasausbreitung von LNG-Gas zeigte und es damit weiterer Experimente zur Erforschung der physikalischen Aspekte bei der Stoffausbreitung von LNG-Gas bedarf.

Eine Studie die sich mit dem thermodynamischen Zustand von Gasen in Folge der Verdampfung thermisch verflüssigter Gase auf Wasser beschäftigte wurde von Ruff et al. 1988 veröffentlicht [174]. In der Studie wurde die Freisetzung von flüssigem Stickstoff (N_2) auf Wasser experimentell untersucht. Verflüssigter Stickstoff weist mit einer Siedetemperatur von 77 K eine ähnliche Siedetemperatur wie LNG mit ca. 112 K auf, ist jedoch nicht explosionsfähig und birgt somit weniger Gefahren bei der Durchführung von Experimenten. Anhand der Versuche wurde festgestellt, dass wenn flüssiger Stickstoff auf Wasser verdampft, die gebildete Gasphase eine deutlich höhere Temperatur als die Siedetemperatur der Flüssigphase hat und dass die gebildete Gasphase einen hohen Wasseranteil aufweist. Wendet man diese Erkenntnisse auf die Verdampfung von LNG auf Wasser an, so könnte aufgrund der Temperaturerhöhung von LNG-Gas in Folge dessen Verdampfung auf Wasser dieses ein dichteneutrales Gas gegenüber Luft unter Normalbedingungen darstellen [97]. Dieser Effekt könnte in den Versuchen des Burro-Projekts zu dem steigenden Wassergehalt der Luft bei steigender Methankonzentration geführt haben. Des Weiteren könnte dieser Effekt aber auch die von Koopman et al. 2007 [116] getroffene Aussage begründen, dass sich nur in zwei der Experimente aus den Projekten Burro, Coyote und Falcon eine Schwergascharakteristik von LNG-Gas zeigte.

Mit der Verdampfung von LNG und der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft beschäftigte sich auch Cormier in seiner 2008 veröffentlichten Dissertation und weiteren Veröffentlichungen [57, 58, 163]. Hierzu wurden experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt. Schwerpunkt der Untersuchungen war die Verdampfung von LNG auf Wasser. Dabei wurden Wasserbecken mit Thermosensoren und Kameras ausgestattet und die Ausbreitung des LNG-Gases mittels Gassensoren, Luftfeuchtemessern, Kameras und IR-Kameras dokumentiert. Bei den Experimenten wurde LNG durch ein 45° zur Normalen der Pooloberfläche verlaufendes Rohr auf dem Wasser freigesetzt. Die Analyse der Daten zeigte, dass der flächenspezifische Verdampfungsmassenstrom von LNG auf Wasser stark vom Abstand zur Position der LNG-Freisetzung mit dem Rohr auf dem Wasser abhängig war. In der Nähe des Rohrs war der flächenspezifische Verdampfungsmassenstrom von LNG am größten und verringerte sich mit zunehmendem Abstand zu diesem [57]. In der Studie wurde aufgezeigt, dass sich beide Flüssigkeiten im Kontaktbereich miteinander mischten, wobei die Eindringtiefe in der Nähe des Rohrs am größten war [57]. Wie im Burro Projekt [114] und der Studie von Ruff et al. [174], wurde auch in der Studie von Cormier ein Anstieg des in Luft gebundenen Wassers in Folge des Anstiegs der Methankonzentration in Luft gemessen [57, 58]. Cormier et al. nahmen an, dass die Quelle des zusätzlichen Wassers im Gasgemisch der Wasserpool darstellte [58]. Des Weiteren, aber weniger detailliert wurde in der Studie die Verdampfung und Stoffausbreitung in Folge der Verdampfung von LNG auf Beton untersucht. Der Vergleich der Verdampfung von LNG zeigte, dass bei der Verdampfung von LNG auf Wasser gegenüber der Verdampfung von LNG auf Beton neben dem höheren LNG-Gas-Massenstrom auch die Turbulenz in der Gasphase deutlich erhöht war [58].

Allgemeine physikalische Aspekte bei der Stoffausbreitung von Schwergasen wurden von Schatzman et al. untersucht [175]. Die Schwergasausbreitung lässt sich in die drei Phasen: Anfangsphase, Auftriebsdominante-Phase und Schlussphase unterteilen. In der Anfangsphase verteilt sich das Schwergas bedingt durch die Gravitation in dem umgebenden Gas. Die Ausbreitung ist dabei stark abhängig von den individuellen Bedingungen der Freisetzung eines Schwergases. In der sich anschließenden Auftriebsdominanten-Phase durchmischen sich die Gase zunehmend und die Einflüsse der individuellen Bedingungen der Freisetzung nehmen ab. Die Durchmischung von Schwergas und Umgebungsluft wird durch den Unterschied in der Dichte der Gase beeinflusst. In der Schlussphase ist das Schwergas so stark verdünnt, dass es sich wie ein dichteneutrales Gas verhält. In einer weiterführenden Untersuchung wies König experimentell nach, dass mit steigendem Unterschied in der Dichte von Gasen deren Mischrate zunahm [111]. Daraus folgt aber auch, dass die Mischrate von Gasen mit sehr ähn-

lichen Dichten am kleinsten war [111]. Die Studie von König [111] bildet unter anderem die Grundlage von VDI 3783 Blatt 2, welche für die Störfallanalyse schwerer Gase entwickelt wurde und die auch für Störfallanalysen mit LNG-Gas anwendbar ist [2].

2.2.2.2 Modelle

Die Entwicklung von numerischen Modellen für die Stoffausbreitung von Schwergasen ging einher mit der Durchführung von Stoffausbreitungsexperimenten wie sie in Abschnitt 2.2.2.1 dargestellt wurden. Markiewicz definierte 2012 vier Ansätze für die Modellierung [135]:

- Empirische Modelle,
- Integral und Shallow Layer Modelle,
- Lagrange Partikel oder Puff Modelle,
- Computer Fluid Dynamics (CFD) Modelle,

die sich in der Berücksichtigung von physikalischen Aspekten und der damit einhergehenden mathematischen Komplexität unterscheiden. Details zu den Modelltypen und Softwarelösungen, welche die Modelltypen berücksichtigen, können der Literatur [135] und [136] entnommen werden.

CFD Modelle stellen einen mächtigen und heute weitverbreiteten Ansatz zur Untersuchung von Fragestellungen der Stoffausbreitung dar. Die CFD ermöglicht es, unter Berücksichtigung der Kontinuität von Masse, Impuls und Energie Mischprozesse von Gasen und Wärmetransportprozesse abzubilden. Dabei ermöglicht die CFD die Berücksichtigung von zeit- und temperaturabhängigen Aspekten sowie die Berücksichtigung von Einflüssen aus dem Stoffausbreitungsgebiet auf die Strömung, wie sie z. B. durch Hindernisse und Oberflächeneigenschaften wie der Rauigkeit gegeben sein können. Gegenüber Experimenten ist die CFD zudem ein ungefährliches und kostengünstiges Mittel für die Analyse von Gefahren, da physikalische Größen wie Stoffkonzentration, Druck, Temperatur oder Wärmestrahlung an jedem Punkt im Untersuchungsgebiet analysiert und Parameterstudien unter gleichen Bedingungen durchgeführt werden können.

Studien zur Stoffausbreitung von LNG-Gas wurde mit den CFD-Codes ANSYS Fluent [46,47,71–73,93,106,138,161,191,214], ANSYS CFX [57,58,163,184], FLACS [74,83]

und ADREA-HF [76,77] durchgeführt. Im Folgenden werden Erkenntnisse für die Stoffausbreitung und deren Modellierung aus den einzelnen Studien kurz vorgestellt.

Sklavounos und Rigas [184] führten einen quantitativen Vergleich zwischen weniger rechenintensiven Integralmodellen und einem CFD-Modell, unter Berücksichtigung des $k-\epsilon$ Turbulenzmodells durch und bewerteten die Berechnungsergebnisse mit experimentellen Daten des Coyote-Projekts. Hierbei führte das CFD-Modell gegenüber den Integralmodellen zu den besseren Vorhersagen.

Gavelli et al. [71] und Gavelli et al. [72] untersuchten auf Grundlage von experimentellen Daten des Projekts Falcon und unter Verwendung des RSM-Turbulenzmodells die Ausbreitung von LNG in geometrisch komplexen Umgebungen. Die Autoren kamen zu dem Schluss, dass die Dispersion des LNG-Gases stark von den Randbedingungen an der LNG-Gas-Quelle abhängig ist. Aus dem Vergleich zwischen experimentellen und berechneten Daten wurde in beiden Studien geschlussfolgert, dass sich die an der LNG-Quelle als Randbedingung definierte Höhe der Turbulenz stark auf die Stoffausbreitung des LNG-Gases auswirkt.

2009 haben Cormier et al. [58] eine Parameterstudie für die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung von LNG auf Wasser veröffentlicht, in der auch eine Validierung der Modelle mit experimentellen Daten erfolgte. In der stationären Studie wurde der Einfluss verschiedener Turbulenzmodelle ($k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, und SSG als ein RSM-Modell), verschiedener Ansätze zur Beschreibung der LNG-Gas-Quelle und verschiedener Umweltaspekte, wie Windgeschwindigkeit und Wärmequellen, auf die Stoffausbreitung untersucht. Cormier et al. [58] berücksichtigten in jedem Modell die Luftfeuchte über adaptierte thermodynamische Eigenschaften der Luft. In der gleichen Studie wurde auch die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung von LNG auf Beton experimentell und mittels eines CFD-Modells untersucht. Für das Modell erfolgte jedoch keine Validierung und es wurde darauf hingewiesen, dass für die Stoffausbreitung in Folge der Verdampfung von LNG auf Beton noch eine Parameterstudie durchgeführt werden sollte. Die Turbulenz des LNG-Gases wurde in den Studien [71] und [72] als Parameter identifiziert, der großen Einfluss auf die Gemischbildung von LNG-Gas und Luft nimmt. Dieser wurde auch in den Studien von Cormier et al. untersucht. Aus dem Vergleich experimenteller und berechneter Daten wurde geschlussfolgert, dass die Turbulenz des freigesetzten LNG-Gases bei der Verdampfung auf Beton deutlich kleiner war als bei der Verdampfung von LNG auf Wasser [58].

Auch 2009 haben Pontiggia et al. [161] eine Studie zum Einfluss der atmosphärischen Turbulenz auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas veröffentlicht und ihre berechneten Ergebnisse mittels Daten aus dem Projekt Falcon validiert. In der Studie wurde das $k-\epsilon$

Turbulenzmodell adaptiert um die Stoffausbreitung im Freifeld besser als mit dem Standard k - ϵ Turbulenzmodell vorhersagen zu können. Das adaptierte k - ϵ Turbulenzmodell erbrachte in einem Vergleich zum k - ϵ Turbulenzmodell bessere Vorhersagen und wurde anschließend in den Studien [46,47] und [138] verwendet, in denen die aktive und passive Durchmischung von LNG-Gas mit Luft unter Berücksichtigung von Hindernissen untersucht wurde.

2010 veröffentlichten Qi et al. [163] mit eigenen experimentellen Daten die Validierung eines Modells in ANSYS CFX mit dem k - ϵ Turbulenzmodell und einem Ansatz zur Beschreibung der Turbulenz in der Atmosphäre. Die Autoren trafen die Annahme, dass die Vorhersagegenauigkeit von Modellen verbessert werden könnte, wenn entsprechend der realen Gegebenheiten mehr Wärmequellen in den Modellen berücksichtigt werden würden.

Auch 2010 veröffentlichte Hansen et al. die Validierung der Software FLACS mittels verschiedener Experimente zur Schwergasausbreitung basierend auf dem k - ϵ Turbulenzmodell [83].

Gavelli et al. veröffentlichten 2010 eine Studie zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Gräben auf Basis der Verdampfung von LNG auf Land. Das hierbei verwendete CFD-Modell basierte auf dem realizable k - ϵ Turbulenzmodell und wurde nicht mit Experimenten validiert [73].

2011 veröffentlichte Gavelli et al. eine Studie zu Störfallszenarien bei denen LNG von Schiffen in Häfen freigesetzt wurde [74]. Hierbei verwendete er das von Hansen et al. validierte Stoffausbreitungsmodell basierend auf dem k - ϵ Turbulenzmodell in FLACS [83].

2013 veröffentlichten Sun et al. auf Basis von experimentellen Daten des Burro-Projekts eine Studie zur Validierung eines CFD-Modells mit dem realizable k - ϵ Turbulenzmodell [191]. Das Modell wurde anschließend für die Risikobeurteilung eines LNG-Kraftstoffspeichers genutzt.

Auch 2013 veröffentlichten Giannisi et al. eine CFD-Untersuchung zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Bezug auf ein Experiment des Falcon-Projekts [77]. In der Studie wurden Modelle zur Beschreibung der atmosphärischen Turbulenz und der Windgeschwindigkeit über die Höhe verwendet, wie sie auch in der Studie von Pontiggia et al. angewendet wurden. Zur Modellierung der Turbulenz wurde das k - ϵ Turbulenzmodell verwendet. Untersucht wurden zwei Modelle für die Stoffausbreitung von LNG-Gas, die sich in der Modellierung der LNG-Gas-Quelle in Folge der Verdampfung von LNG auf Wasser unterschieden. Im ersten Modell wurde LNG-Gas auf der Wasseroberfläche

freigesetzt und im zweiten Modell wurde LNG als 2-Phasenstrom auf dem Wasser freigesetzt. Dabei erbrachte im Vergleich zu experimentellen Daten letzteres Modell bessere Vorhersagen für die Stoffausbreitung als das erste Modell.

2013 veröffentlichten Kim et al. basierend auf dem $k-\epsilon$ Turbulenzmodell eine Modellstudie zum Einfluss von Wasservorhangsystemen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas [106].

2015 veröffentlichten Zhang et al. [214] eine Untersuchung zum Einfluss von als Luftfeuchte in Luft gespeichertem Wasser auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft. Für die Validierung der untersuchten Modelle nutzten sie experimentelle Daten der Projekte Burro und Coyote. Unter Berücksichtigung der Luftfeuchte konnten die Vorhersagen der Modelle gegenüber Modellen ohne Berücksichtigung von Luftfeuchte signifikant verbessert werden. In der Studie wurde das $k-\epsilon$ Turbulenzmodell verwendet.

2016 untersuchten Ikealumba und Ho die Auswirkung verschiedener LNG-Gas-Quellen auf die Stoffausbreitung [93]. Grundlage ihrer Studie war ein Experiment des Projekts Burro sowie die Verwendung des realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodells.

CFD Untersuchungen mit anderen Gasen, die unter Standard-Bedingungen Schwergase gegenüber Luft darstellen wurden z. B. von Tauseef et al. [195] oder Dong et al. [62] mit dem CFD-Code ANSYS Fluent durchgeführt. Schwerpunkt beider Studien war die Untersuchung des Einflusses des Turbulenzmodells auf die Stoffausbreitung. Tauseef et al. zeigten auf Grundlage experimenteller Daten, dass das realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodell bessere Vorhersagen trifft als das $k-\epsilon$ Turbulenzmodell [195]. Dong et al. [62] zeigten in einem quantitativen Vergleich zu experimentellen Daten, dass unter Verwendung des $k-\omega$ oder SST $k-\omega$ Turbulenzmodells bessere Vorhersagen für die Schwergasausbreitung getroffen werden konnten als mit den Turbulenzmodellen realizable $k-\epsilon$ und $k-\epsilon$. Mit Letzterem wurden mit Abstand die schlechtesten Vorhersagen getroffen. In der Untersuchung von Dong et al. zeigten alle Turbulenzmodelle ihre Schwächen bei der Berechnung des Auftriebs von Gasen [62].

2.2.3 Verbrennung von LNG-Gas

Die Verbrennung von LNG-Gas mit Luft stellt eine exotherme, chemische Reaktion dar. Dabei reagieren Edukte unter Freisetzung von Energie zu Produkten. Gefährdungen, die von Verbrennungen ausgehen könnten durch hohe Temperaturen, hohe Wärmestromdichten sowie die Freisetzung erstickend oder toxisch wirkender Produkte resultieren. Verbrennungen können bei Diffusionsflammen kontinuierlich oder in explosionsfähiger

gen Gemischen plötzlich ablaufen. In letzterem Fall können sich Druckwellen entwickeln die weitere Gefahren mit sich bringen. Die Initiierung der Verbrennungsreaktion bedarf einer Aktivierungsenergie, die durch einen elektrischen Impuls, thermisch oder mittels Druck aufgebracht werden kann [185]. Eine Übersicht zu Stoffeigenschaften bei der Verbrennung und Entzündung einiger Bestandteile von LNG zeigt Tabelle 2.4.

Tabelle 2.4: Stoffeigenschaften einiger möglicher Bestandteile von LNG bei der Verbrennung und Entzündung.

Eigenschaften	Einheit	Methan	Ethan	Propan	Literatur
Untere Explosionsgrenze (UEG)	Vol.-%	4,4	2,4	1,7	[65]
Obere Explosionsgrenze (OEG)	Vol.-%	16,5	15,5	10,9	[65]
Mindestzündenergie	mJ	0,28	0,25	0,25	[185]
Selbstentzündungstemperatur	K	873	788	723	[65]
Brennwert	MJ kg ⁻¹	50	47,45	46,45	[150]
Adiabate Flammentemperatur an der UEG (isobar Verbrennung)	K	1446	1502	1554	[150]
Maximale Adiabate Flammentemperatur bei der Verbrennung mit Luft (isobar Verbrennung)	K	2227	2261	2266	[126]
Maximale laminare Flammgeschwindigkeit	m s ⁻¹	0,45	0,48	0,47	[213]
Maximaler Explosionsdruck bei Deflagration (isobar Verbrennung)	MPa	0,725	0,787	0,798	[126]
Maximaler Explosionsdruck bei Detonation (isobar Verbrennung)	MPa	1,61	1,7	1,73	[126]

Die Verbrennung von LNG wurde für Poolfeuer und Vapor Cloud Explosions (VCE) experimentell und numerisch untersucht. Übersichten zu durchgeführten Experimenten können der Literatur von Woodward und Pitblado [209] und Luketa-Hanlin [130] entnommen werden. Im Folgenden sind einige Ergebnisse der Untersuchungen zusammengefasst dargestellt.

2.2.3.1 Poolfeuer

Bei Poolfeuern bilden sich Diffusionsflammen zwischen den nicht vorgemischten Edukten Luft und LNG-Gas. Dabei wird das LNG-Gas mittels Verdampfung von einem LNG-Pool freigesetzt. Untersucht wurden Poolfeuer in Folge der Verdampfung von LNG auf Land und auf Wasser [130, 209] bei denen sich prinzipielle Unterschiede im Verbrennungsmassenstrom und der Flammenhöhe zeigten. Beide Größen waren bei Poolfeuern über Wasser ca. zweimal größer als bei Poolfeuern über Land [130].

Untersuchungen zu Poolfeuern wurden mit LNG-Pools unterschiedlicher Größe durchgeführt [209]. Das derzeit größte LNG-Poolfeuer wurde im Projekt Phoenix in einem kreisrunden Wasserbecken von 120 m Durchmesser untersucht [34]. Bei Poolfeuern mit LNG wurden gelbe Flammen mit wenig Rußbildung beobachtet [34, 144]. Ruß absorbiert die bei der Verbrennung freigesetzte Wärmestrahlung, sodass die bei der Verbrennung von LNG an die Umgebung abgegebene Wärmestromdichte höher ist als bei der Verbrennung von anderen kohlenwasserstoffhaltigen Kraftstoffen wie LPG oder Kerosin [144, 165]. Ähnliches zeigte sich auch in der Auswertung der China Lake Tests [166], bei denen die Wärmestromdichte der Flamme mit steigendem Methananteil im LNG anstieg. Experimente der AGA zeigten, dass Methan, welches die niedrigste Siedetemperatur der LNG-Komponenten aufweist, primär aus dem Pool verdampfte bevor die Komponenten mit höheren Siedetemperaturen wie Ethan oder Propan verdampften [24]. Dies zeigte sich auch in den LNG-Poolfeuer-Experimenten des Montoir-Projekts [152] in denen anfänglich eine Verbrennung von fast reinem Methan beobachtet wurde. Ebenso wiesen Luketa-Hanlin und Raj in Veröffentlichungen auf die Veränderlichkeit der Zusammensetzung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung von LNG über der Zeit hin [130, 164]. Auf Grundlage des Strahlungsspektrums wird für die Poolfeuer der China Lake Tests eine Temperatur von 1300 K bis 1500 K angenommen [164]. Die Temperatur des LNG-Poolfeuers wurde auch im Phoenix-Projekt untersucht [34]. Im Experiment wurde eine durchschnittliche Flammentemperatur von 1580 K und eine Wärmestromdichte zwischen 100 kW m^{-2} und 275 kW m^{-2} an der Flammenoberfläche gemessen [34]. Des Weiteren wurde das Strahlungsspektrum der Wärmestrahlung analysiert und ein Emissionsgrad von ca. 0,39 für die rußarme Flammenoberfläche bestimmt [34].

2.2.3.2 Vapor Cloud Explosions

Bei VCE kommt es zur Zündung von explosionsfähigen Gas-Gemischen, die sich z. B. in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft gebildet haben und einer Zündquelle ausgesetzt waren. Gegenüber Poolfeuern bewegt sich bei VCE die Flammenfront durch das explosionsfähige Gemisch. VCE verlaufen dadurch sehr viel schneller als Poolfeuer, wodurch es sich bei VCE um kurzzeitige Ereignisse handelt [164, 185]. Durch die schnelle Freisetzung großer Energiemengen kann es bei VCE zur Bildung von Druckwellen kommen [213]. Bei VCE werden Deflagrationen und Detonationen unterschieden, die sich in ihrer Reaktionsgeschwindigkeit und dem maximalen Überdruck unterscheiden [108, 130, 213]. Bei Deflagrationen kann die Verbrennungsreaktion thermisch oder mittels eines elektrischen Impulses initiiert werden [185]. Die Ausbreitung der Reaktionsfront erfolgt anschließend thermisch bedingt und auf Grundlage der Umgebungs-

strömung [65]. Hierbei werden die laminare Flammgeschwindigkeit die z. B. von einem brennbaren Gas und dessen Konzentration in Luft abhängig ist [65, 185, 213] und die turbulente Flammgeschwindigkeit die sich auf Grundlage der laminaren Flammgeschwindigkeit und der Strömungsgeschwindigkeit und der Turbulenz in der Umgebung ergibt unterschieden. Zur Bestimmung der turbulenten Flammgeschwindigkeit wurden z. B. Methoden von Eckhoff [65] oder Raj [164] entwickelt. Bei Deflagrationen läuft die Druckwelle der Flammenfront voraus. Anders dagegen bei Detonationen, bei denen die Druckwelle mit der Flammenfront verläuft [34, 108, 125]. Hierdurch erreichen Detonationen tendenziell größere Peakdrücke als Deflagrationen [30, 108, 197]. Da sich Druckschwankungen mit Schallgeschwindigkeit ausbreiten und die Schallgeschwindigkeit in den warmen Verbrennungsprodukten höher ist als in der kälteren Umgebungsluft, verlaufen Detonationen relativ zur Umgebungsluft mit Überschallgeschwindigkeit [197, 213]. Charakteristische Druckverläufe für Deflagrationen und Detonationen über der Zeit zeigt Bild 2.8. Darin stellt P den Überdruck zum nominellen absoluten Umgebungsdruck P_0 , P_P den erreichten Peakdruck, t die Zeit und t_p die positive Phasendauer dar. Bei VCE im Bereich von Hindernissen können sich mit der Zeit Wechsel zwischen der deflagrativ und detonativ ablaufenden Verbrennung ergeben [34, 108].

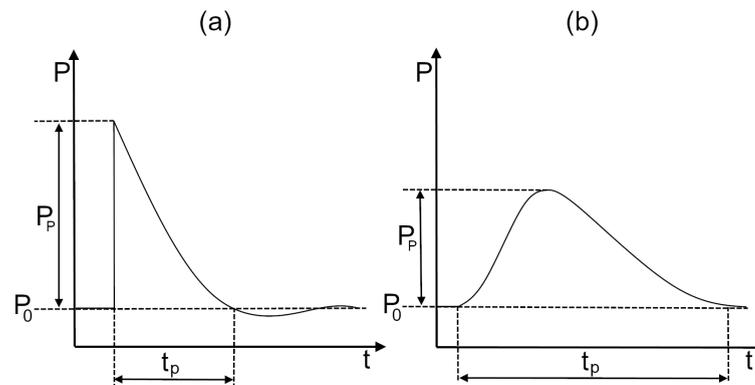


Bild 2.8: Charakteristischer Verlauf des Drucks über der Zeit an einem Ort für eine Detonation (a) und eine Deflagration (b) [197].

Neben dem Peakdruck können beide Explosionstypen durch den spezifischen Peakimpuls i_P charakterisiert werden [30], der sich aus dem Integral des Überdrucks über der Zeit ergibt oder mittels Gleichung 2.12 auf Grundlage des Peakdrucks P_P und der positiven Phasendauer t_p für Deflagrationen und Detonationen gleichermaßen abgeschätzt werden kann [197].

$$i_P = 0,5 P_P \cdot t_p \quad (2.12)$$

Untersuchungen zu VCE mit LNG im Freifeld wurden in den China Lake Tests [166] sowie in den Projekten Maplin Sands [145] und Coyote [81, 173] durchgeführt. Bei den China Lake Tests [166] wurden Flammgeschwindigkeiten zwischen 8 m s^{-1} und 17 m s^{-1}

beobachtet und es wurden Wärmestromdichten von durchschnittlich 220 kW m^{-2} an der Flammenoberfläche gemessen. Im Projekt Maplin Sands [145] zeigte sich, dass sich bei der der Verbrennung vorausgehenden Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft inhomogene Gemische bildeten. Insgesamt erfolgte die Zündung des freigesetzten LNG-Gases nur in 7 von 20 Experimenten. In den Experimenten, in denen eine Zündung erfolgte verlief die beobachtbare Verbrennung mit Unterbrechungen [145]. In den Experimenten wurden turbulente Flammengeschwindigkeiten zwischen $4,5 \text{ m s}^{-1}$ und 6 m s^{-1} beobachtet und Wärmestromdichten von durchschnittlich 203 kW m^{-2} an der Flammenoberfläche ermittelt. Im Projekt Coyote [81, 173] wurden sichtbar gelbe und transparente Flammen bei der Verbrennung beobachtet. In den Experimenten wurden turbulente Flammengeschwindigkeiten zwischen 30 m s^{-1} bis 50 m s^{-1} in der Nähe der Zündquelle gemessen. Außerdem wurde festgestellt, dass die turbulente Flammengeschwindigkeit mit steigendem Abstand zur Zündquelle abnahm. Für die gelben Flammenoberfläche wurden Wärmestromdichten zwischen 220 kW m^{-2} und 280 kW m^{-2} ermittelt. Zusätzlich wurden Wärmestromdichten innerhalb des Reaktionsgebiets zwischen 150 kW m^{-2} und 340 kW m^{-2} ermittelt die aus Wärmestrahlung und Konvektion resultierten. Der gemessene Überdruck bei den durchgeführten Experimenten zu Explosionen mit LNG-Gas im Freifeld war kleiner als 1 kPa [172].

Die zuvor dargestellten Experimente zur Verbrennung von LNG-Gas wurden alle im Freifeld auf ebenem Gelände ohne Hindernisse im Bereich der Verbrennung durchgeführt. Dabei zeigten sich in allen Versuchen deflagrativ ablaufende Verbrennungen mit niedrigen turbulenten Flammengeschwindigkeiten. Experimente zur Verbrennung von Erdgas, Methan und anderen Kohlenwasserstoffen in Rohrstrecken und im Bereich von Hindernissen haben gezeigt, dass größere turbulente Flammengeschwindigkeiten und damit einhergehende größere Drücke erreicht werden können sowie Detonationen möglich sind. Die in dieser Arbeit zu untersuchenden Tunnel sind wie Röhren in denen Fahrzeuge Hindernisse darstellen. Im Folgenden wird daher näher auf die Verbrennung in Röhren und im Bereich von Hindernissen eingegangen. Untersuchungen zur Verbrennung von Erdgas [84] und Methan [52–54, 101, 127, 146] mit Luft haben gezeigt, dass sich in Folge der Verbrennung die Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz an Hindernissen erhöht und damit eine Erhöhung der turbulenten Flammengeschwindigkeit einherging. Wie zuvor beschrieben ergibt sich die turbulente Flammengeschwindigkeit aus der laminaren Flammengeschwindigkeit und der Umgebungsströmung. Die laminare Flammengeschwindigkeit ist stark von der Brenngaskonzentration in der Luft abhängig und ist für die Verbrennung von Kohlenwasserstoffen wie Methan, Ethan oder Propan mit Luft in der Nähe des stöchiometrischen Gemisches am größten [213]. Mit der laminaren

Flammengeschwindigkeit steigt auch die turbulente Flammgeschwindigkeit und der damit verbundene Peakdruck, wie es mit Experimenten bei unterschiedlichen Brenngaskonzentrationen in Luft von Moen et al. [146], Hjertager et al. [89] oder Johansen und Ciccarelli [101] nachgewiesen wurde. Des Weiteren wurde mittels Experimenten gezeigt, dass sich die turbulente Flammgeschwindigkeit in Rohrstrecken mit zunehmendem Abstand zur Zündquelle erhöht und dass nach einer Einlaufstrecke die im Verhältnis zum Rohrdurchmesser steht ein Übergang von deflagrativer zu detonativer Verbrennung möglich ist. Für glatte, einseitig geschlossene Rohre, ohne Hindernisse ist so ein Übergang von Deflagration zu Detonation für stöchiometrische Methan/Luft-Gemische ab einer Einlaufstrecke die dem 80-Fachen des Rohrdurchmessers entspricht zu erwarten [215]. Zudem wurde in Experimenten gezeigt, dass sich das Verhältnis von Einlaufstrecke und Rohrdurchmesser ab dem ein Übergang von deflagrativer zu detonativer Verbrennung zu erwarten ist, durch Hindernisse im Rohr reduzieren lässt [146,215] und sich auch die Positionierung der Hindernisse auf die turbulente Flammgeschwindigkeit auswirkt [54,63,101]. Außerdem besteht über die Detonationszellgröße eines explosionsfähigen Gemisches eine geometrische Abhängigkeit zwischen den Dimensionen des Gebiets in dem eine Explosion erfolgt und dem explosionsfähigen Gemisch [54,63,125]. Die Detonationszellgröße ist eine Eigenschaft des explosionsfähigen Gemisches die dessen chemische Reaktivität beschreibt [185]. Diese ist quantifizierbar mittels des Abstands von interferierenden Druckwellen bei der Explosion eines Gemisches [125]. Die Detonationszellgröße beträgt für stöchiometrische Methan/Luft-Gemische ca. 19 cm [215] und steigt mit steigender oder sinkender Methan-Konzentration zur stöchiometrischen Methan-Konzentration [125]. Damit weist ein Methan/Luft-Gemisch eine deutlich höhere minimale Detonationszellgrößen auf als ein Gemischen von Ethan oder Propan mit Luft, deren minimale Detonationszellgröße ca. 5 cm beträgt [125]. Bei Explosionsversuchen in Rohrstrecken zeigte sich, dass mit steigendem Verhältnis von Rohrdurchmesser zu Detonationszellgröße die Wahrscheinlichkeit einer Detonation steigt [125]. Neben des Einflusses von Einlaufstrecke und Hindernissen auf die turbulente Flammgeschwindigkeit wurde nachgewiesen, dass sich die Zusammensetzung des explosionsfähigen Gemisches stark auf die Verbrennung auswirkt [130]. Methan repräsentiert von den LNG-Komponenten Methan, Ethan und Propan die Komponente mit der geringsten Reaktionsfreudigkeit, sodass die Reaktionsfreudigkeit eines Gemisches mit steigendem Ethan- und/oder Propan-Anteil im Gemisch steigt und Detonationen eher zu erwarten wären als bei reinen Methan/Luft-Gemischen [130]. Zwar enthält LNG typischerweise neben Methan auch Ethan und Propan, jedoch stellt Methan den Leichtsieder der LNG-Komponenten dar. Dies hat zur Folge, dass das freigesetzte LNG-Gas keine homogene Zusammensetzung aufweist, sondern sich zunächst ein Methan/Luft-Gemisch

bildet [24, 130, 152, 164]. Da Methan zudem die Hauptkomponente von LNG darstellt, dessen Anteil zukünftig weiter erhöht werden soll [200], stellt auch der größte Teil des sich bildenden LNG-Gas/Luft-Gemisches ein Methan/Luft-Gemisch dar.

Großskalige Experimente zu VCE auf Basis von Methan/Luft-Gemischen in Umschließungen wurden in mehreren Studien untersucht [89, 98, 146, 210, 215].

Moen et al. und Hjertager et al. [89, 146] untersuchten die Verbrennung von 49 m³ Methan/Luft-Gemischen in einer einseitig offenen Röhre mit 10 m Länge, 2,5 m Durchmesser und Blenden als Hindernisse in der Röhre. Bei den Experimenten wurde die Anzahl und Position der Blenden sowie der Durchmesser der Blendenöffnung variiert. Für die Experimente wurde die Röhre mit explosionsfähigem Methan/Luft-Gemisch gefüllt und die Verbrennung wurde an der geschlossenen Rohrseite initiiert. Untersucht wurde wie sich die Konstellation von Hindernissen und die Methankonzentration auf den Druckverlauf und die Flammengeschwindigkeit auswirkt. In den Experimenten wurden Maximaldrücke zwischen 10 kPa und 900 kPa sowie Flammengeschwindigkeiten bis 600 m s⁻¹ gemessen. Des Weiteren zeigte sich, dass zwischen mehreren Versuchen mit gleichen Randbedingungen der Peakdruck zum Teil stark variierte.

Xu et al. [210] untersuchte die Verbrennung stöchiometrischer Methan/Luft-Gemische von 50 m³ bis 300 m³ Größe in einem einseitig offenem Stollen von 886 m Länge und mit 2,7 m x 2,7 m Rechteckquerschnitt. Im Tunnel waren Hindernisse für die Strömung durch die Aussteifung des Stollens gegeben, die im Abstand von 2 m angebracht waren, 0,05 m in den Tunnelquerschnitt ragten und 0,05 m breit waren. Die Verbrennung des explosionsfähigen Gemisches wurde an der geschlossenen Stollenseite initiiert. In den Experimenten wurden Peakdrücke von 120 kPa gemessen. Des Weiteren wurde festgestellt, dass sich die Flamme auf die drei- bis sechsfache Länge des Stollenabschnitts ausbreitete, der vor der Zündung das explosionsfähige Gemisch beinhaltete.

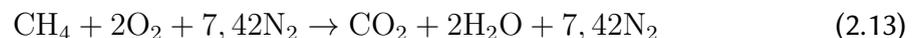
Janovsky et al. [98] untersuchten die Zündung stöchiometrischer Methan/Luft-Gemische von 5 m³ bis 15 m³ Größe in einem 58 m³ großen Stollenabschnitt, der eine kreisförmige Querschnittsfläche von 10,2 m² aufwies und in der Länge mit Wänden begrenzt war. In den Experimenten stellten sich maximale Überdrücke von 35 kPa ein.

Zipf et al. [215] untersuchten die Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen bei unterschiedlichen Methan-Konzentrationen und mehreren Konstellationen von Hindernissen in einer 80 m langen Röhre mit 1,05 m Durchmesser. Ergebnis der Untersuchung war, dass mit allen Methan/Luft-Gemischen im explosionsfähigen Bereich eine Detonation erzielt werden konnte.

Zusammenfassend wurde in mehreren experimentellen Untersuchungen die Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen erforscht. Da Methan den Hauptbestandteil von LNG darstellt und dessen Anteil in LNG zukünftig weiter gesteigert werden soll um die Kraftstoffqualität zu verbessern [200], werden diese Untersuchungen als repräsentativ für die Verbrennung von LNG-Gas angesehen.

2.2.3.3 Modelle

Aus der Verbrennung einer VCE in Umschließungen können Gefahren aus Druck, Temperatur, Wärmestrahlung und deren Verbrennungsprodukten hervorgehen [34, 147, 206, 209]. Eine gekoppelte und zeitabhängige Betrachtung dieser transient ablaufenden physikalischen Aspekte ist mittels CFD-Modellen möglich [88, 117, 132, 133, 158, 172, 206], deren Vorteile gegenüber anderen numerischen Modellansätzen bereits in Abschnitt 2.2.2.2 dargestellt wurden. In diesem Abschnitt sind Studien dargestellt die sich mit der Modellierung von VCE und dessen Teilaspekte beschäftigen. Eine detaillierte Darstellung der entwickelten Verbrennungsmodelle und deren Anwendungsgebiete sind in der Literatur gegeben [26, 103, 160, 202]. Eine VCE stellt die Verbrennung vorgemischter und explosionsfähiger Gas-Gemische dar. Die Modellierung einer VCE bedarf daher der Modellierung der transienten Entwicklung von Flammen durch ein explosionsfähiges Gas-Gemisch. Bei der Verbrennung werden Edukte unter Freisetzung chemisch gebundener Energie zu Produkten umgesetzt. Die globale exotherme Einschrittreaktion von Methan mit Luft zu Kohlenstoffdioxid und Wasser zeigt Gleichung 2.13, bei dessen Verbrennung $802 \text{ kJ/mol}_{CH_4}$ freigesetzt werden.



Gegenüber der in Gleichung 2.13 dargestellten Einschrittreaktion verläuft die Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen in der Praxis über mehr als 44 Elementarreaktionen [59]. Außerdem steigt die Anzahl der Elementarreaktionen bei Verbrennung höherer Kohlenwasserstoffen wie Ethan oder Propan mit Luft weiter an [202], welche Bestandteile von LNG-Gas darstellen könnten. Da eine steigende Menge in der Modellierung berücksichtigter Teilreaktionen mit einem ansteigenden Rechenbedarf und einer steigenden Menge unbekannter Größen einhergeht, werden bei der Modellierung oft Vereinfachungen getroffen. Ein Modell hierzu stellt der Arrhenius-Ansatz dar [28]. Bei diesem wird die Reaktionsrate nach Gleichung 2.14 bestimmt, in der k_r die Reaktionsrate in $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$, A_a den Präexponentialfaktor in $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$, T die Temperatur der Edukte in K, E_a die Aktivierungsenergie in J mol^{-1} , R_m die allgemeine Gaskonstante

mit $8,314 \text{ J K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$, A_r und B_r die Reaktionspartner und a_r und b_r die empirischen Koeffizienten der Reaktionspartner darstellen.

$$k_r = A_a e^{\left(\frac{-E_a}{R_m T}\right)} [A_r]^{a_r} [B_r]^{b_r} \quad (2.14)$$

Der Arrhenius-Ansatz kann auf jede Elementarreaktion mit entsprechenden Koeffizienten angewendet werden. Es können aber auch Teilreaktionen unter Anwendung entsprechender Koeffizienten zusammengefasst werden, welches eine große Reduzierung des Rechenbedarfs mit sich bringt. In der numerischen Verbrennung werden oftmals Ein- oder Zweischrittreaktionen berücksichtigt [88, 207]. Empirische Koeffizienten für die Modellierung der Verbrennung von Kohlenwasserstoffen wie Methan, Ethan oder Propan mit Luft mittels Ein- oder Zweischrittreaktionen wurden z. B. in Untersuchungen von Westbrook und Dryer [207] bestimmt, die mit Experimenten zu Diffusionsflammen validiert wurden. Eine Erhöhung der zu berücksichtigenden Teilreaktionen ist dann notwendig, wenn Produkte aus der nicht vollständigen Verbrennung mit berücksichtigt werden sollen. Dies ist z. B. zur Untersuchung der Bildung von Stickoxiden bei der Verbrennung notwendig [59].

CFD Untersuchungen zu VCE mit LNG wurden von Rigas und Sklavounos [172], Gavelli et al. [74] und Pfister [158] jeweils im Freifeld durchgeführt.

Rigas und Sklavounos [172] modellierten Experimente des Coyote-Projekts in CFX unter Berücksichtigung des k - ϵ Turbulenzmodells, dem P1 Strahlungsmodell und dem Eddy Dissipation Verbrennungsmodell in Anlehnung an vorhergehende Stoffausbreitungsstudien von 15 m^3 bis 28 m^3 LNG [184]. Dabei wurde ein Mehrkomponentenfluid berücksichtigt das dadurch gekennzeichnet ist, dass die Kontinuität eines jeden Fluidbestandteils separat berücksichtigt wird. Bewertet wurden die vom Modell berechneten Vorhersagen für die Wärmestromdichte und den Druck über der Zeit an verschiedenen Messpunkten. Die vom Modell berechneten Wärmestromdichten wurden im Vergleich zu den experimentellen Daten unterschätzt, wogegen die Druckentwicklung ähnlich zu den experimentellen Daten vom Modell vorhergesagt wurde. Der Peakdruck im Experiment sowie dem Modell betrug weniger als 1 kPa.

Ziel der Arbeit von Pfister [158] war die Untersuchung der Verbrennung von 50 m^3 LNG welches von einem Leck eines LNG-Speichers in einem Tanklager freigesetzt wurde. Wie die Studie von Rigas und Sklavounos [172] erfolgte die Studie mittels der Software ANSYS CFX, berücksichtigte jedoch andere Modellansätze. Dabei wurde das k - ω SST Turbulenzmodell, das Discrete Ordinary Strahlungsmodell (DO) in Kombination mit dem Weighted-Sum-Of-Gray-Gases-Modell (WSGGM) sowie das Flamelet Verbrennungsmodell angewendet. In der Arbeit wurde die Stoffausbreitung und Verbrennung

mit dem Mixture-Fraction-Ansatz untersucht. Die Validierung des Modells erfolgte über das Temperaturfeld und die Flammenfläche in kleinskaligen Versuchen. Die dabei berücksichtigten Experimente erfolgten in einem Gebiet von $3 \times 1 \times 0,5 \text{ m}^3$ Größe. Mangels großskaliger experimenteller Daten wurden die Berechnungsergebnisse durch Vergleich mit empirischen Modellen auf Plausibilität geprüft.

Gavelli et al. [74] modellierten die Zündung eines 23.000 m^3 großen stöchiometrischen LNG-Gas/Luft-Gemisches als Folge eines Lecks in einem Schiff mit der CFD Software FLACS. Schwerpunkt der Untersuchung stellt die Druckentwicklung dar. Die Validität des Modells wurde in der Arbeit selbst nicht dargestellt. Diesbezüglich wurde auf vorhergehende Studien mit dem verwendeten Modell verwiesen. Im Gegensatz zu den Studien [172] und [158] wurde in der Studie [74] LNG als Gemisch angenommen, bestehend aus 88 Vol.-% Methan und höheren Kohlenwasserstoffen.

Wie in Abschnitt 2.2.3.2 dargestellt sind VCE in Umschließungen und im Bereich von Hindernissen durch höhere Flammengeschwindigkeiten und höhere Überdrücke gekennzeichnet als im Freifeld. CFD Untersuchungen hierzu unter Berücksichtigung der Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen wurden in den Studien von Hjertager [88] mit dem Basis Code der CFD-Software FLACS, Janovsky et al. [98], Ma et al. [132, 133], Hong et al. [90] mit der CFD-Software AutoReaGas sowie Johansen und Ciccarelli [100] und Chen et al. [52, 53] mit der CFD-Software ANSYS Fluent durchgeführt.

Hjertager [88] modellierte mit dem $k-\epsilon$ Turbulenzmodell, dem Mixture-Fraction-Ansatz und einer Kombination von Eddy Dissipation und Finite Rate Verbrennungsmodell Experimente aus den Untersuchungen von Moen et al. [146] und weitere Experimente die in der von Moen et al. verwendeten Röhre von Hjertager et al. durchgeführt wurden [89]. In dieser Studie wiesen die vom Modell getroffenen Vorhersagen für Flammengeschwindigkeiten und Peakdrücke gute Übereinstimmungen gegenüber experimentell ermittelten Daten auf.

Schwerpunkt der Untersuchungen mit der CFD-Software AutoReaGas [90, 98, 132, 133] war die Bestimmung von Druckverläufen über der Zeit. Dabei wurden Röhren und Umschließungen mit keinen [90, 98] oder kleinen [132, 133] Hindernissen berücksichtigt. Bei Letzterem ragten die Hindernisse ca. $0,05 \text{ m}$ in die $2,7 \text{ m}$ breite Röhre. In den Untersuchungen wurde das $k-\epsilon$ Turbulenzmodell und ein Modell zur Beschreibung der Flammengeschwindigkeit im explosionsfähigen Gemisch berücksichtigt. Der Verbrennungsvorgang wurde dabei über eine Einschrittreaktion berücksichtigt. Eine Validierung der Modelle erfolgte in offenen und geschlossenen Umschließungen von $0,015 \text{ m}^3$ bis 58 m^3 Größe, mit sehr guten Vorhersagen der Druckverläufe über die betrachteten Zeitfenster von bis zu 1 s Länge nach der Zündung.

In den Studien mit der CFD-Software Fluent wurde die Flammenausbreitung mit dem LES Turbulenzmodell in Umschließungen von $0,0044 \text{ m}^3$ [52,53] bis $0,014 \text{ m}^3$ [100] Größe unter Berücksichtigung von Hindernissen untersucht. Dabei wurde jeweils der Mixture-Fraction-Ansatz angewendet. Die Bewertung der Flammenausbreitung über der Zeit erfolgte mittels experimenteller Daten [52, 53, 101]. Mit den Modellen konnte die Beeinflussung der Flamme durch Hindernisse entsprechend der experimentellen Daten nachgebildet werden. Dabei fanden Netzgrößen von 1 mm bis 3 mm Anwendung.

Zusammenfassend wurde in allen dargestellten Studien mit keinen oder kleinen Hindernissen der Explosionsdruck realitätsnah vorhergesagt. Dabei wurden klein und großskalige Experimente mit Modellen untersucht. Außerdem zeigte sich, dass nur wenige Untersuchungen zur Modellierung der Druckentwicklung im Bereich von Hindernissen durchgeführt wurden und die durchgeführten Studien sich größtenteils auf kleinskalige Experimente bezogen. Des Weiteren zeigte sich in der Literaturstudie, dass in den meisten Studien zur Modellierung von VCE der Mixture-Fraction-Ansatz verwendet wurde. Bei diesem beschreibt das Skalar der Mixture-Fraction die Menge von Kraftstoff in einem diskreten Volumenelement und das Skalar der Progressvariablen den Fortschritt der Verbrennung in diesem. Die Kontinuität von Edukten und Produkten wird somit bei dem Mixture-Fraction-Ansatz nicht berücksichtigt, sondern nur die Kontinuität der Mixture-Fraction und der Progressvariablen. Eine andere Methodik der Modellierung stellt der Mehrkomponentenansatz dar. Bei diesem wird jeder relevante Fluidbestandteil (Spezies) separat je diskretes Volumenelement betrachtet und dessen jeweilige Kontinuität separat geprüft. Durch diese und weitere Vereinfachungen ist der Mixture-Fraction- gegenüber dem Mehrkomponentenansatz durch einen geringeren Rechenaufwand und eine höhere Stabilität gekennzeichnet [95]. Der Mixture-Fraction-Ansatz führt jedoch zu Fehlern bei der Mischung von Verbrennungsprodukten mit Edukten [26], die bei einer weiterführenden Betrachtung der Stoffausbreitung im Anschluss an die Verbrennung folgt und von der Gefahren hervorgehen könnten. Die Stoffausbreitung im Anschluss an die Verbrennung wurde in keiner der dargestellten Studien untersucht. Des Weiteren berücksichtigte keine der dargestellten Studien zur Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen in Umschließungen die Modellierung von Wärmestrahlung. Die Freisetzung von Wärmestrahlung steigt nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz mit der vierten Potenz zur Temperatur und kann so wie es die Studien [34, 164, 166, 172] zeigten auch bei der Verbrennung von Methan in Luft zu hohen Wärmeströmen führen. In den dargestellten Studien zu VCE im Freifeld und in Umschließungen zeigte sich, dass die Verbrennung jeweils innerhalb weniger Millisekunden bis Sekunden ablief. Da in den dargestellten Studien nur dieser Zeitraum untersucht wurde wird angenommen, dass die Be-

einflussung der Druckentwicklung durch die Berücksichtigung von Wärmestrahlung gering ist. Diese Annahme wird gestützt durch die CFD Untersuchung von Abdul-Satar und Krishnamoorthy [20] die unter anderem den Einfluss des DO-Strahlungsmodells auf die Flammenform bei Diffusionsflammen untersuchten. Dabei zeigten sich in ihren durchgeführten Berechnungen mit und ohne Strahlungsmodell keine Unterschiede zwischen den Flammenentwicklungen über der Zeit. Von Ilbas [94] durchgeführte CFD-Untersuchungen zu Diffusionsflammen von u. a. Methan haben gezeigt, dass CFD-Modelle ohne Strahlungsmodell zu Flammenoberflächentemperaturen im Bereich der adiabaten Flammentemperatur führten. CFD-Modelle mit dem P1 und discrete transfer Strahlungsmodell führten dagegen zu einer deutlichen Reduzierung der Flammenoberflächentemperatur gegenüber CFD-Modellen ohne Strahlungsmodell [94]. Ähnliche Flammenoberflächentemperaturen wie von Verbrennungsmodellen mit Berücksichtigung von Wärmestrahlung berechnet, wurden auch in großskaligen experimentellen Untersuchungen zu LNG-Poolfeuern bestimmt [34, 164]. Wärmestrahlung wird somit als maßgeblich für die Dispersion von thermischer Energie an der Flammenoberfläche angenommen die somit bei der Analyse von Gefährdungen durch Temperatur und Wärmestrahlung berücksichtigt werden sollte. Übersichten zum Anwendungsbereich von Strahlungsmodellen in der CFD sind in [109] und [26] gegeben. Die Modellierung von Wärmestrahlung ist mit der Frage nach der Notwendigkeit der Modellierung von Ruß verbunden. In der Studie von Abdul-Satar und Krishnamoorthy wurde die Modellierung mit und ohne Ruß bei der Verbrennung von Methan untersucht und keine Einflussnahme festgestellt [20]. Als Grund wird die geringe Rußbildung bei der Verbrennung von Methan angenommen [20] dessen Anteil mit der Verbrennung höherer Kohlenwasserstoffe steigt wie es in Abschnitt 2.2.3.1 dargestellt wurde.

In den vorgestellten Studien zur Modellierung von VCE in Umschließungen zeigte sich, dass mit dem wenig rechenintensiven $k-\epsilon$ Turbulenzmodell gute Vorhersagen erzielt werden konnten. Dies wurde in der Parameterstudie von Yilmaz et al. [211] bestätigt in der der Einfluss des Turbulenzmodells auf die Modellierung des Verbrennungsablaufs untersucht und ein Vergleich zu Experimenten durchgeführt wurde. In der Studie [211] wurden die Turbulenzmodelle $k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, realizable $k-\epsilon$, und das RSM berücksichtigt. Dabei zeigte sich, dass sich das Turbulenzmodell auf Diffusionsflammen auswirkt und mit dem $k-\epsilon$ Turbulenzmodell sehr gute Vorhersagen getroffen werden konnten. Deutliche Abweichungen zu den experimentellen Daten ergaben sich mit dem RSM-Turbulenzmodell, welches im Vergleich der in der Studie berücksichtigten Turbulenzmodelle das Turbulenzmodell mit dem höchsten Rechenaufwand darstellte.

2.3 Tunnel

Tunnel sind nach DIN 1076 als Ingenieurbauwerke definiert die sich unterhalb der Erd- oder Wasseroberfläche befinden [3]. Sie dienen z. B. der Unterquerung von Hindernissen wie Gebirgen, Gewässern, Bauwerken oder anderen Verkehrswegen. Die Auslegung, Ausstattung und Errichtung von Straßentunneln ist nach der Richtlinie „Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten Teil-5 Tunnelbau“ (ZTV Ing 5) [18] und „Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln“ (RABT) [6] in Deutschland geregelt. Ziel der Tunnelkonstruktion ist es Statische- und Verkehrslasten aufzunehmen, einen Wassereintrag aus der Umgebung in den Tunnel zu unterbinden und den Brandschutz zu gewährleisten [18]. Hierzu können Gewölbe- oder Rechteckquerschnitte Anwendung finden deren Wahl sich aus der Bauweise eines Tunnels nach ZTV Ing 5 ergibt [18]. Die Dimensionierung des Bauwerks richtet sich nach der Verkehrsstärke und der angewendeten Bauweise eines Tunnels [6]. In der RABT sind hierzu Regelquerschnitte (RQ) definiert die Röhrenbreiten von 9 m bis 15,5 m berücksichtigen. Die RQ berücksichtigen zwei bis drei Fahrbahnen von 3,25 m bis 3,75 m Breite, auf jeder Fahrbahnseite einen zur Fahrbahn erhöhten Notgehweg von 1 m Breite sowie evtl. einen Seitenstreifen von 1,5 m bis 2,5 m Breite. Die Fahrbahn weist nach RAA mindestens eine Querneigung von 2,5 % auf um die Sicherheit in Kurvenfahrten zu erhöhen und um Oberflächenwasser oder Schadstoffe von der Fahrbahn in das Entwässerungssystem des Tunnels abzuleiten [9]. Des Weiteren muss die Fahrbahn eine entsprechende Rauigkeit aufweisen. Diese beeinflusst die Griffigkeit von Fahrzeugreifen auf der Fahrbahn und die Geräuschentwicklung von Fahrzeugen [7,8]. Fahrbahndecken aller Fahrbahn-Bauklassen können nach RStO 12 aus Beton oder Asphalt hergestellt werden [14]. Regelwerke für die Herstellung entsprechender Fahrbahndecken stellen die ZTV-Beton-StB und die ZTV-Asphalt-StB dar [7,8]. Anfallende Flüssigkeiten auf der Fahrbahn werden am tiefer liegenden Fahrbahnrand in einer Schlitzrinne gefasst [18]. Die Schlitzrinne mündet im Abstand von höchstens 50 m über Siphons oder Schächte mit Tauchwand in die Längsentwässerungsleitung des Tunnels [18]. Hinter jeder Abzweigung zur Längsentwässerungsleitung verfügt die Schlitzrinne über eine Abschottung [18], sodass sich aus Gründen des Brandschutzes anfallende Flüssigkeiten nicht weiter über die Schlitzrinne im Verkehrsraum des Tunnels ausbreiten können. Schematisch zeigt Bild 2.9 typische Rechteck- und Gewölbequerschnitte von Tunneln.

Tunnelräume können über ein anderes Klima verfügen als es in der Umwelt an den Tunnelportalen gegeben ist. Dieses resultiert zum einen durch die unterschiedlichen klimatischen Bedingungen an den Tunnelportalen, die mehrere Kilometer voneinander entfernt sein können und zum anderen wird das Klima durch die Umschließung, die Fahrzeuge

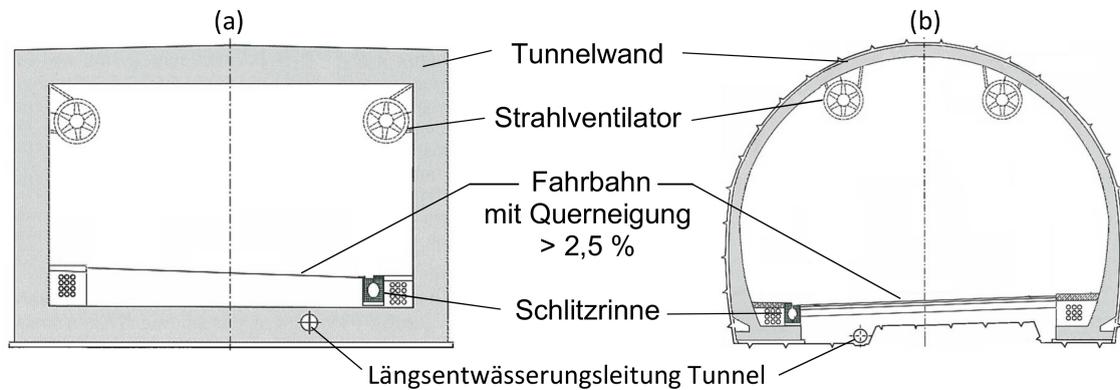


Bild 2.9: Schematische Darstellung von Tunneln mit Rechteck- (a) und Gewölbequerschnitt (b).

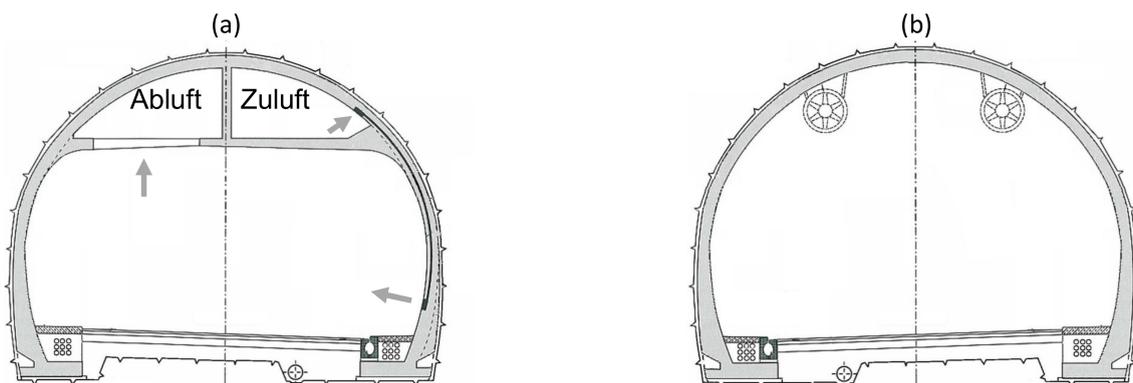


Bild 2.10: Schematische Darstellung von Gewölbetunneln mit Querlüftung (a) und Längslüftung (b).

und die technische Einrichtungen wie z. B. der Lüftung beeinflusst. Typischerweise weisen Tunnel im Jahresdurchschnitt eine Temperatur von $12\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf und haben eine erhöhte Luftfeuchte gegenüber der Luft außerhalb des Tunnels [79]. In Tunneln ist nach RABT eine durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit zwischen 1 m s^{-1} bis 10 m s^{-1} anzustreben [6]. Die Lüftung hat im Regelbetrieb das Ziel die Tunnelnutzer, das Personal und die Verbrennungsmotoren mit ausreichend Frischluft zu versorgen sowie gute Sichtverhältnisse in der mit Abgasen und Staub belasteten Luft im Tunnel zu gewährleisten [6]. Die Lüftungsgeschwindigkeit im Tunnel ergibt sich aus der Überlagerung der Kolbenwirkung fahrender Fahrzeuge, der Druckdifferenz zwischen den Tunnelportalen und dem Winddruck an den Tunnelportalen sowie der Wirkung von Ventilatoren im Tunnel [4,6]. Lüftungskonzepte stellen z. B. die Längs- oder Querlüftung für den Verkehrsraum dar die schematisch Bild 2.10 zeigt [6, 181]. Stand der Technik ist die Verwendung der Längslüftung [6, 181] die in verschiedenen Studien experimentell und numerisch untersucht wurde [25,55,56,78,119,178,194]. Diese kann z. B. mittels über die Tunnellänge verteilte Strahlventilatoren im Bereich der Tunneldecke oder zentrale Einrichtungen außerhalb des Tunnels gewährleistet werden [55, 181]. Neben der Wirtschaftlichkeit hat bei dem Bau und dem Betrieb von Tunneln der Brandschutz eine sehr hohe Priorität. Der Brand-

schutz wird durch verschiedene bauliche und ausstattungsstechnische Elemente im Tunnel gewährleistet. Ein Element stellt dabei die Herstellung der Tunnelwände aus mit Stahl bewehrtem Polypropylen-Beton (PP-Beton) dar. Die Tunnelwände dienen nicht nur der Aufnahme der Statischen- und Verkehrslasten im Regelbetrieb sondern müssen auch im Brandfall die Standsicherheit des Bauwerks gewährleisten. Hierzu sind Innenwände mindestens mit einer Dicke von 0,35 m, Zwischendecken mit einer Dicke von mindestens 0,25 m und Trennwänden mit einer Dicke von mindestens 0,2 m zu errichten sowie die Bewehrung aus Stahl mit einer entsprechenden Deckschicht aus PP-Beton auszuführen [18]. Um die Verfügbarkeit der Tunnelausstattung wie z. B. Kommunikationsmittel, Licht oder der Belüftung jederzeit sicherzustellen sind Kabel in Leerrohren zu verlegen und durch eine Ummantelung aus Beton gegen hohe Wärmeeinwirkungen zu schützen. Notrufstationen, für die Kommunikation mit einer 24 Stunden pro Tag besetzten Leitstelle, sind im Abstand von maximal 150 m im Tunnel vorzufinden [6]. Außerdem verfügen Tunnel nach RABT in einem maximalen Abstand von 300 m über Fluchtwege die ins Freie, eine andere Tunnelröhre, in Rettungsschächte oder Rettungstollen führen [6]. Ältere Tunnel die noch nicht der RABT entsprechen sind mit Fluchtwegen nachzurüsten die sich in einem maximalen Abstand von 500 m befinden [170]. Türen und Notausgänge wie z. B. zwischen Tunnel und Rettungswegen müssen einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten genügen [6]. Des Weiteren sind Rettungswege über entsprechende Maßnahmen rauchfrei zu halten. Ein weiteres Element des Brandschutzes stellt das Lüftungssystem dar, welches das Ziel hat Hitze und Raucheinwirkung auf die Fluchtwege zu mindern sowie eine Entrauchung des Tunnels in Folge eines Brandereignisses zu gewährleisten [6]. So ist z. B. im Brandfall die maximale Lüftungsgeschwindigkeit auf 3 m s^{-1} zu begrenzen [6, 55]. Dies hat das Ziel die Bedingungen für die Selbstrettung zu verbessern, indem die Bildung stabiler Rauchgasschichtungen an der Tunneldecke gefördert und die Durchmischung von Rauchgasen und rauchfreier Luft im Tunnel über den gesamten Tunnelquerschnitt gemindert wird [181]. Da die Lüftung ein wichtiges Element des Brandschutzes darstellt, welche oft durch Strahlventilatoren gewährleistet wird, müssen diese mindestens einer Temperaturbelastung von 250 °C über einen Zeitraum von mindestens 90 Minuten standhalten können [6].

2.4 Gefahren von LNG für Personen und Bauwerke

Mögliche von LNG ausgehende Gefahren werden in der niedrigen Temperatur bei der Freisetzung sowie durch hohe Temperaturen, Wärmestrahlung und die Druck und Impulsentwicklung bei der Verbrennung angenommen [34, 147, 209]. Mögliche Gefahren

für Personen und Bauwerke werden im Folgenden dargestellt und mit Grenzwerten aus der Literatur quantifiziert.

2.4.1 Grenzwerte für Personen

2.4.1.1 Temperatur und Wärmestrahlung

Der Mensch ist ein gleichwarmes Lebewesen mit einer typischen Körpertemperatur von ca. 37 °C. Abweichungen hiervon führen zu Hyperthermie oder Hypothermie, deren Folgen von Schwindel, Muskelzittern, Bewusstseinsintrübung, Bewusstlosigkeit, Kreislaufstillstand bis hin zum Tod reichen. Grenzwerte für reversible Schädigungen stellen die Temperaturen 28 °C und 42,5 °C dar [66, 150]. Die Temperatur einer Person wird durch chemische Prozesse im Körper und den Wärmeaustausch mit der Umgebung beeinflusst [102]. Sie ist damit stark von der Aktivität einer Person und deren isolierend wirkender Kleidung abhängig. Der Wärmeaustausch mit der Umgebung ist durch Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung über die Haut gegeben. Darüber hinaus erfolgt Kühlung durch Verdampfung von Schweiß auf der Haut [102]. Die Haut stellt damit das wichtigste Organ zur Regulierung der Körpertemperatur dar, sodass ein großflächiger Verlust der Haut zum Tod einer Person führen kann [197]. In einem Störfallszenario wird die Haut als eines der ersten Organe mit Wärme, Kälte und/oder Wärmestrahlung beaufschlagt, was zu ihrer Temperaturänderung sowie Schädigung führen kann. Eine Verbrennung und damit Schädigung der Haut ist gegeben, wenn die Haut eine Temperatur von 43 °C überschreitet [150]. Die Haut besteht aus mehreren Schichten. Ist lediglich die Epidermis geschädigt, die eine Dicke von ca. 0,1 mm aufweist, so ist eine Verbrennung ersten Grades gegeben. Bei einer Verbrennung 2. Grades erfolgte die Temperaturüberschreitung bis zu einer Tiefe von ca. 2 mm. Beide Verbrennungsgrade sind reversibel. Verbrennungen 3. und 4. Grades, die aus Grenztemperaturüberschreitungen in noch tieferen Bereichen der Haut resultieren, stellen dagegen irreversible Schädigungen des Körpers dar. Die Expositionszeiten der Haut in Abhängigkeit von Wärme aus Konvektion auf die die Haut mit Schmerzen reagiert zeigt Bild 2.11 für feuchte und trockene Luft sowie einem Modell-Ansatz nach Gleichung 2.15. Dabei stellt t_{TWS} die Expositionszeit der Haut mit warmer Luft in s dar, auf die die Haut mit Schmerzen reagiert und T die Temperatur in °C.

Die zulässige Expositionszeit der Haut hängt stark von der Luftfeuchte ab, wobei die Expositionszeit der Haut für gleiche Hautreaktion mit steigender Luftfeuchte sinkt [150, 151]. Da bei der Verbrennung typischerweise Wasser freigesetzt wird kann sich

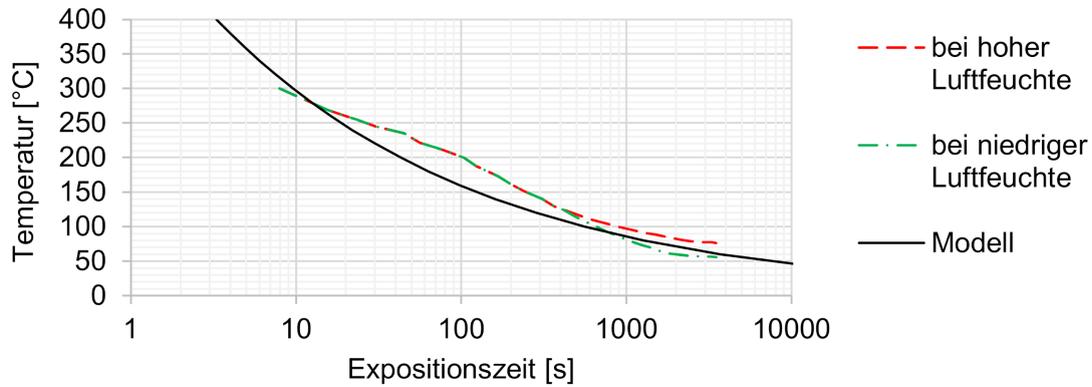


Bild 2.11: Temperaturen der Luft über Expositionszeiten der Haut ab denen Schmerzen in Folge der Erwärmung der Haut zu erwarten sind aus der Literatur [150] und einem Modell-Ansatz bei niedrigen Windgeschwindigkeiten ($< 0,5 \text{ m s}^{-1}$).

in Folge der Verbrennung die Luftfeuchte erhöhen. Der aus der Verbrennung resultierende Wassereintrag ist jedoch klein und kann bei der Bestimmung von Schädigungen vernachlässigt werden [150]. Die Expositionszeit der Haut t_{TWV3G} in s ab der eine Verbrennung 3. Grades durch den Kontakt mit warmer Luft zu erwarten ist kann mittels Gleichung 2.16 bestimmt werden [150].

$$t_{TWS}(T) = \frac{1,4 \cdot 10^{10} \text{ s } ^\circ\text{C}^{3,7}}{T^{3,7}} \quad (2.15)$$

$$t_{TWV3G}(T) = \frac{1,2 \cdot 10^{20} \text{ s } ^\circ\text{C}^{9,0403}}{T^{9,0403}} + \frac{6 \cdot 10^9 \text{ s } ^\circ\text{C}^{3,10898}}{T^{3,10898}} \quad (2.16)$$

Die Expositionszeiten der Haut für die Wärmestromdichte auf die die Haut mit Schmerzen reagiert zeigt Bild 2.12 auf Grundlage verschiedener Literaturquellen und einem Modell-Ansatz der auf Gleichung 2.17 basiert. In Gleichung 2.17 stellt \dot{q} die Wärmestromdichte in W m^{-2} und t_{SS} die Expositionszeit in s dar. Des Weiteren stellt Gleichung 2.18 einen Ansatz zur Bestimmung der Expositionszeit t_{SV3G} in s dar, ab der eine Verbrennung 3. Grades durch Wärmestrahlung zu erwarten ist [150]. Gleichung 2.18 berücksichtigt die Wärmestromdichte in W m^{-2} .

$$t_{SS}(\dot{q}) = \frac{3 \cdot 10^4 \text{ Wm}^{-2} \text{ s}}{\dot{q} - 1000 \text{ Wm}^{-2}} \quad (2.17)$$

$$t_{SV3G}(\dot{q}) = \frac{10^7 (\text{Wm}^{-2})^{4/3} \text{ s}}{\dot{q}^{4/3}} \quad (2.18)$$

Erfrierungen der Haut werden ähnlich zu den Graden der Schädigung bei Verbrennungen unterteilt. Die Mechanismen der Schädigung sind aber andere und können in zwei Typen unterteilt werden. Beim ersten Typ reagiert der Körper auf Kälte mit der Reduzierung der Blutversorgung der Extremitäten [44]. Hierdurch verringert sich die Sauerstoffzufuhr zu den Zellen mit der Folge, dass Zellen in Folge eines Sauerstoffmangels

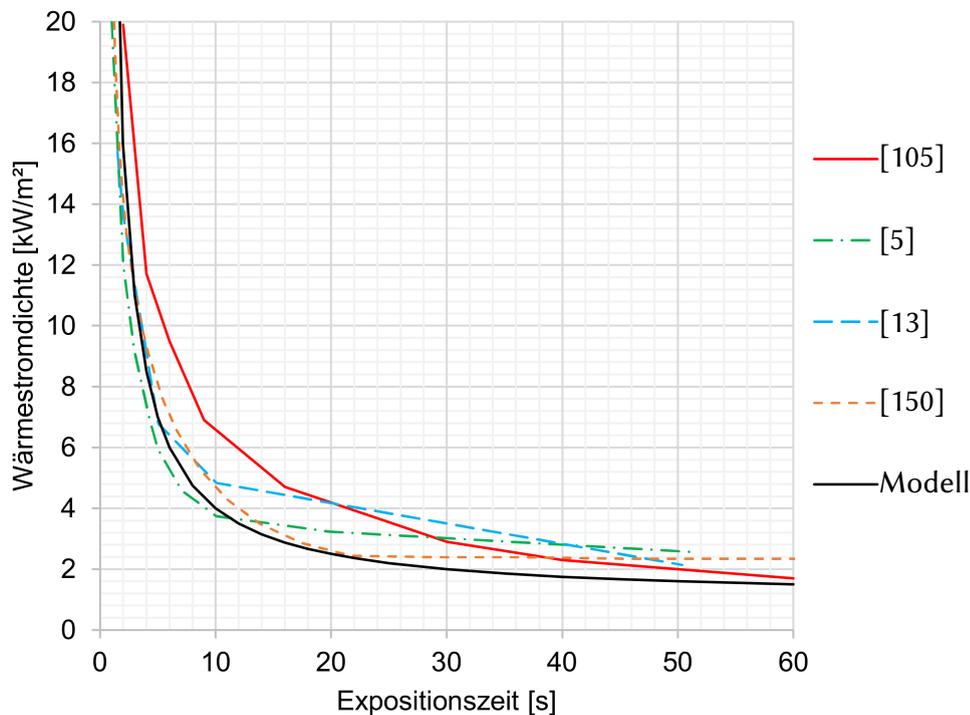


Bild 2.12: Wärmestromdichte über Expositionszeiten für die Haut ab denen Schmerzen in Folge der Erwärmung der Haut zu erwarten sind aus verschiedenen Literaturquellen und für ein Modell.

sterben. Beim zweiten Typ resultiert die Schädigung aus dem Gefrieren von Wasser im Körper, welches zur Zerstörung der Zellmembranen führt [44]. Untersuchungen haben gezeigt, dass Schädigungen durch Erfrierungen ab dem Unterschreiten einer Temperatur von -20 °C in der Haut zu erwarten sind [128]. Die Beaufschlagung des Körpers mit Kälte in Folge von Unfallszenarien kann einerseits durch flüssiges LNG oder durch hoch konzentriertes LNG-Gas erfolgen. In beiden Fällen wird angenommen, dass sich der Körper durch die schlagartige Temperaturänderung nicht auf die Situation einstellt, sodass Schädigungen durch das Gefrieren von Wasser im Körper folgen können. Bei Verbrennungen wird die Haut ab dem Überschreiten einer Temperatur von 43 °C irreversibel geschädigt [150]. Der Toleranzbereich der Haut zwischen der typischen Temperatur von ca. 37 °C und der Temperatur ab der eine Schädigung der Haut eintritt ist demnach bei einer Kälteeinwirkung ca. zehnmal größer gegenüber dem Toleranzbereich bei einer Wärmeeinwirkung. Die Tast- und Schmerzempfindlichkeit der Haut ist ab dem Unterschreiten einer Temperatur von ca. 8 °C nicht mehr gegeben [66]. Diese Temperatur wird als repräsentatives Bewertungskriterium für Kälte angenommen, die äquivalent zu dem Grenzwert für Wärmeeinwirkungen ist bei dem sich Schmerzen einstellen. Der Toleranzbereich der Haut gegenüber Kälte wird damit um den Faktor vier größer angenommen gegenüber dem für Wärme. Die tolerierbare Expositionszeit t_{TK} für den

Kontakt von Haut mit kalter Luft ergibt sich somit in Anlehnung an Gleichung 2.15 über Gleichung 2.19 in Abhängigkeit der Temperatur T in °C, wenn diese kleiner als 37 °C ist. Den sich nach diesem Modell-Ansatz ergebenden Verlauf der Expositionszeit über die Temperatur zeigt Bild 2.13. Ausgehend von diesem Modell-Ansatz kann die Haut über einen Zeitraum von ca. 100 s mit hoch konzentriertem LNG-Gas beaufschlagt werden, welches eine Temperatur von ca. -160 °C aufweist bevor das Tastempfinden der Haut nicht mehr gegeben ist.

$$t_{TK}(T) = \frac{4 \cdot 1,4 \cdot 10^{10} \text{ s } ^\circ\text{C}^{3,7}}{(-T + 2 \cdot 37^\circ\text{C})^{3,7}} \quad (2.19)$$

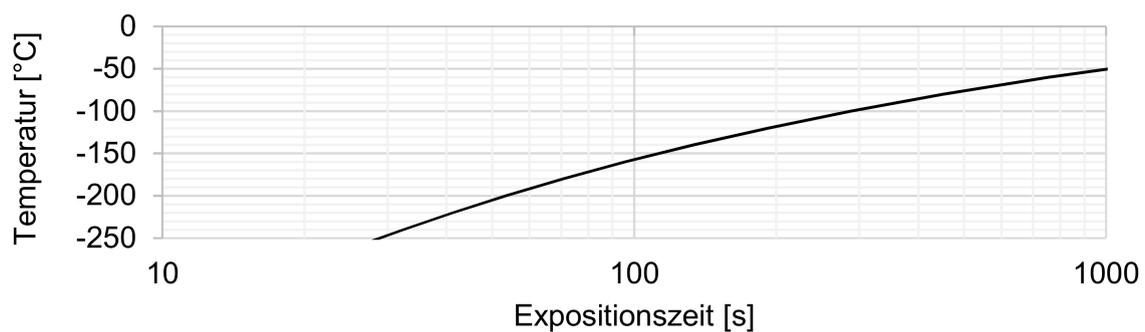


Bild 2.13: Temperatur der Luft über die Expositionszeit der Haut ab der aufgrund einer Auskühlung der Haut kein Tastempfinden mehr angenommen wird bei niedrigen Windgeschwindigkeiten ($< 0,5 \text{ m s}^{-1}$).

Der Kontakt der Haut mit flüssigem LNG ist dagegen als kritisch zu beurteilen und sollte nicht erfolgen. Kommt Haut mit LNG in Kontakt und kann dieses abfließen, so ist dies kurzzeitig unkritisch. Aufgrund des hohen Temperaturunterschiedes zwischen Haut und LNG verdampft ein Teil des LNG und bildet einen Gasfilm in der Trennschicht. Hierdurch reduziert sich der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Haut und LNG gegenüber dem Zustand der vollständigen Benetzung. Dieses Phänomen wird als Leidenfrost-Effekt bezeichnet und kann die Haut für einen Zeitraum von wenigen Sekunden schützen. Mit sinkender Hauttemperatur geht der Leidenfrost-Effekt verloren, sodass der Wärmeübergangskoeffizient zwischen LNG und Haut steigt und Erfrierungen resultieren können.

Wärme, Kälte und Wärmestrahlung führen durch ähnliche Wirkmechanismen zur Schädigung der Haut, wobei gezeigt wurde, dass der Körper eine Toleranz aufweist die von der tolerierten Schädigung und der Expositionszeit hinsichtlich einer physikalischen Größe abhängig ist. Eine Möglichkeit zur Bewertung einer Gefährdung aus einer oder aus gekoppelten physikalischen Größen über der Zeit stellt das Fractional-Effective-Dose (FED) Modell dar [91, 150]. Dabei wird die Gesamtdosis für Schmerzen durch Wärme FED_{WS} , die Verbrennung 3. Grades durch Wärme FED_{WV3G} oder das Un-

terschreiten der tolerierten Grenze für Kälte FED_K auf Grundlage zulässiger Expositionszeiten über der Zeit nach den Gleichungen 2.20, 2.21 und Gleichung 2.22 bestimmt. Als Ergebnis liefert das Modell die FED die ab dem Überschreiten eines Wertes von 1 eine Überschreitung der jeweiligen tolerierten Beanspruchbarkeit darstellt.

$$FED_{WS}(t) = \int \left(\frac{1}{t_{TWS}(T)} \right) dt + \int \left(\frac{1}{t_{SS}(\dot{q})} \right) dt \quad (2.20)$$

$$FED_{WV3G}(t) = \int \left(\frac{1}{t_{TWV3G}(T)} \right) dt + \int \left(\frac{1}{t_{SV3G}(\dot{q})} \right) dt \quad (2.21)$$

$$FED_K(t) = \int \left(\frac{1}{t_{TK}(T)} \right) dt \quad (2.22)$$

Die vorgestellten Ansätze berücksichtigen keine schützende Wirkung von Kleidung, die zur Erhöhung der zulässigen Expositionszeit der Haut hinsichtlich der Temperatur und Wärmestrahlung aus der Umgebung führen könnte [150, 197]. In der Praxis stellt neben der Haut der Kopf eines der kritischsten Körperteile dar, dessen Haut meist direkt im Kontakt mit der Umwelt steht und somit die Anwendung des dargestellten Ansatzes rechtfertigt.

2.4.1.2 Druck und Impuls

Grundsätzlich ist der Mensch gegenüber Druckschwankungen anpassungsfähig wenn diese langsam erfolgen. Ein Beispiel hierfür ist Apnoetauchen bei dem Taucher Druckschwankungen von über 1 MPa innerhalb weniger Minuten ausgesetzt sein können. Eine Gefahr stellen dagegen kurzzeitige Druckschwankungen dar auf die sich der Körper nicht eingestellt hat [197]. Die Erforschung von Grenzwerten für die Mortalität erfolgte auf Basis von Lungenschäden in Tierversuchen. Hierbei zeigte sich, dass die Wahrscheinlichkeit der Mortalität von dem Peakdruck, der Zeitspanne der positiven Phasendauer einer Druckwelle, der Masse einer Person, dem Umgebungsdruck, der Lage einer Person zur Druckwelle sowie der Nähe einer Person zu Wänden abhängig ist [37]. Der von der Mortalität abhängige Peakdruck P_{MP} unter Berücksichtigung der Überlebenschancen von Personen nach Tabelle 2.5 ergibt sich für eine Person mit 70 kg unter atmosphärischen Druck mittels der Gleichungen 2.23. Hierbei wird die skalierte Zeitspanne t_{skal} mit 1 s, die Eulersche Zahl e , der Koeffizient k_m in Abhängigkeit einer Überlebenschance nach Tabelle 2.5 und die mittlere Toleranzschwelle von Personen P_{SW} in Pa für die von Bowen et al. 423 kPa ermittelt wurden [37] berücksichtigt. Mittels der skalierten Zeitspanne t_{skal} nach Gleichung 2.24 kann der Einfluss der Masse einer Person m_{Person} in kg, des absoluten Umgebungsdrucks P_0 in Pa und der

Tabelle 2.5: Wert für k_m für verschiedene Überlebenswahrscheinlichkeiten von Personen [197].

Überlebenswahrscheinlichkeit	k_m
99 %	7,33
90 %	6,28
75 %	5,67
50 %	5,00
25 %	4,33
10 %	3,72
1 %	2,67

positiven Phasendauer t_p in s (siehe Abschnitt 2.2.3.2) auf den Peakdruck berücksichtigt werden.

$$P_{MP} = P_{SW} \left(1 + 6,76 \left(1000 t_{skal} s^{-1} \right)^{-1,064} \right) e^{0,1788(5-k_m)} \quad (2.23)$$

$$t_{skal} = t_p \left(\frac{70 \text{ kg}}{m_{Person}} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{101340 \text{ Pa}}{P_0} \right)^{1/3} \quad (2.24)$$

Die physiologische Wirkung einer Druckwelle auf eine Person unterscheidet sich in Abhängigkeit der Lage einer Person zur Ausbreitungsrichtung der Druckwelle und der Positionierung einer Person zu einer reflektierenden Wand [37]. Bowen et al. definierten drei Szenarien zur Bestimmung des auf eine Person wirkenden Peakdrucks P_{Person} .

Szenario 1: Liegt die Längsachse einer Person parallel zur Ausbreitungsrichtung des Drucks, so entspricht der Druck, der auf die Person wirkt P_{Person} , dem Peakdruck P_P einer Explosion.

Szenario 2: Liegt die Längsachse einer Person normal zur Ausbreitungsrichtung so ist neben dem Peakdruck P_P ein dynamischer Druckanteil P_{Dyn} nach Gleichung 2.25 zu berücksichtigen und der auf eine Person wirkende Druck P_{Person} resultiert aus Gleichung 2.26 [197].

$$P_{Dyn} = \frac{5P_P^2}{2P_P + 14 \cdot 10^5} \quad (2.25)$$

$$P_{Person} = P_P + P_{Dyn} \quad (2.26)$$

Szenario 3: Befindet sich die Person in der Nähe einer Wand an der die Druckwelle reflektiert werden kann so entspricht der auf die Person wirkende Druck P_{Person} dem reflektierten Druck P_R der sich mittels Gleichung 2.27 über den Peakdruck P_P einer Explosion bestimmen lässt [30, 37, 197].

$$P_R = \frac{8P_P^2 + 14 \cdot 10^5 P_P}{P_P + 7 \cdot 10^5} \quad (2.27)$$

Einen Vergleich der in den drei vorgestellten Szenarien auf Personen wirkenden Peakdrücke P_{Person} über Peakdrücke einer Explosion P_P zeigt Bild 2.14. Zu jedem Peakdruck stellt sich beim Vergleich der Szenarien der höchste auf eine Person wirkende Druck in Szenario 3 ein, sodass von diesem die größte Gefahr für Personen anzunehmen ist.

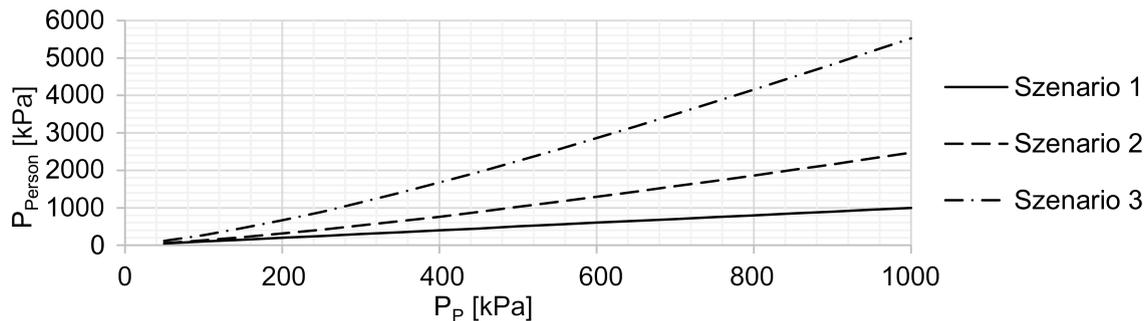


Bild 2.14: Auf Personen wirkende Drücke P_{Person} über Peakdrücke P_P für drei verschiedene Szenarien.

Da im Untersuchungsgebiet Tunnel eine Vielzahl von reflektierenden Oberflächen durch z. B. Wände oder Fahrzeuge gegeben sind findet Szenario 3 als Bewertungskriterium der Mortalität von Personen in Tunneln Anwendung.

Durch Auflösen von Gleichung 2.27 nach P_P [30] und unter Substitution des reflektierten Drucks P_R durch den von der Mortalität abhängigen Peakdruck für Personen P_{MP} ergibt sich Gleichung 2.28, mit der sich der zu einer Mortalität dazugehörige Peakdruck einer Druckwelle bestimmen lässt.

$$P_P = \frac{P_{MP} - 14 \cdot 10^5 \text{ Pa} + \sqrt{(14 \cdot 10^5 \text{ Pa} - P_{MP})^2 + 224 \cdot 10^5 \text{ Pa} P_{MP}}}{16} \quad (2.28)$$

Die sich ergebenden Iso-Kurven für Überlebenswahrscheinlichkeiten einer 70 kg schweren Person unter Normaldruck zeigt Bild 2.15 in Abhängigkeit von Peakdruck P_P und der positiven Phasendauer t_p .

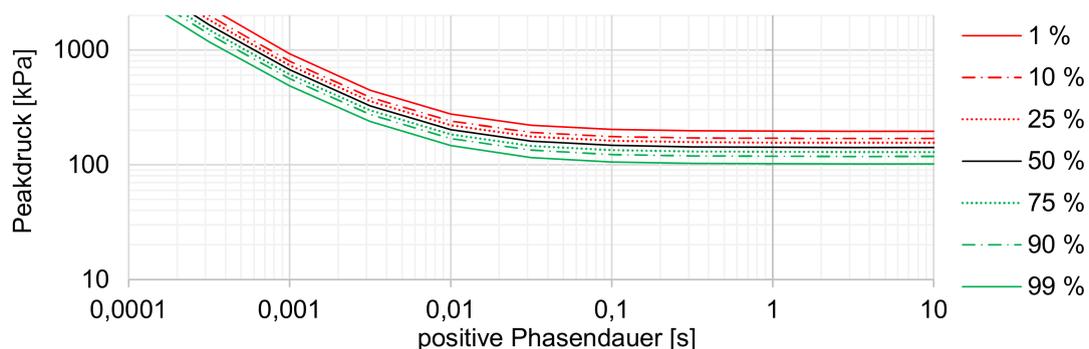


Bild 2.15: Iso-Kurven für Überlebenswahrscheinlichkeit einer 70 kg schweren Person unter Standarddruck in der Nähe einer reflektierenden Wand in Folge einer Lungenschädigung durch Überdruck.

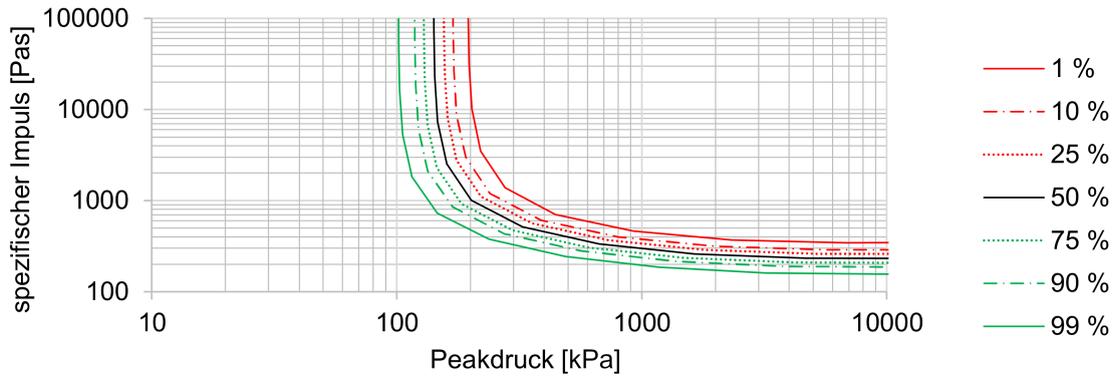


Bild 2.16: Druck-Impuls-Diagramm mit Iso-Kurven für verschiedene Überlebenswahrscheinlichkeit einer 70 kg schweren Person unter Standarddruck in der Nähe einer reflektierenden Wand in Folge einer Lungenschädigung.

Tabelle 2.6: Auswirkungen verschiedener Peakdrücke auf Personen.

Peakdruck [kPa]	Wirkung	Literatur
0,15	Unangenehme Knallwirkung	[70]
3	Leichte Verletzungen durch Glassplitter	[70]
14 - 20	Umstoßen von Personen	[108]
35	Sterbewahrscheinlichkeit 50 % in Gebäuden	[70]
35	Untere Grenze für Trommelfellriss	[80]
70	Sterbewahrscheinlichkeit 100 % in Gebäuden	[70]
85	Untere Grenze für Lungenschäden	[37]

Mittels der Iso-Kurven der Überlebenswahrscheinlichkeit die Bild 2.15 zeigt kann auf Grundlage von Gleichung 2.12 der aus dem Peakdruck P_P und der positiven Phasendauer t_p folgende spezifische Peakimpuls einer Explosion abgeschätzt werden. Das resultierende Impuls-Druck-Diagramm für die zugrunde liegenden Iso-Kurven einer 70 kg schweren Person unter Standarddruck in der Nähe einer Wand zeigt Bild 2.16. Die dargestellten Iso-Kurven der Überlebenswahrscheinlichkeit gelten unter Annahme einer Lungenschädigung. Darüber hinaus sind aus der Literatur weitere Grenzwerte gegeben die Tabelle 2.6 zeigt. Da für letztere Werte kein zugehöriger spezifischer Impuls gegeben ist können diese Werte zu einer Überschätzung von Schädigungen führen [30].

2.4.1.3 Erstickung

Bei einer Erstickung kommt es zum Tod einer Person durch die Unterversorgung des Körpers mit Sauerstoff [33]. Luft besteht typischerweise aus 21 Vol.-% Sauerstoff (O_2),

78 Vol.-% Stickstoff (N_2) und 1 Vol.-% anderen Gasen. Eine Reduzierung des Sauerstoffgehalts der Atemluft kann von körperlichen und geistigen Beeinträchtigungen bis hin zum Tod führen [29]. Eine Reduzierung des Sauerstoffgehalts in der Umgebung ist durch das Einmischen von LNG-Gas in Luft möglich. LNGs Hauptbestandteile Methan, Ethan und Propan sind in der Gasphase geruchlos, geschmacklos und farblos. Zudem wird LNG nicht odoriert, sodass Personen eine mögliche Gefahr auch nicht durch den Geruch des Odoriermittels erkennen könnten. Eine Übersicht physiologischer Wirkungen auf Personen durch unterschiedliche Sauerstoffkonzentrationen in der Atemluft sowie Konzentrationen von LNG-Gas aus denen sich entsprechende Verdünnung der Atemluft ergeben zeigt Tabelle 2.7.

Weitere Erstickungsgefahren bestehen durch die Verbrennungsprodukte Kohlenstoffmonoxid (CO) und Kohlenstoffdioxid (CO_2) [91]. Kohlenstoffmonoxid wirkt erstickend in dem es sich nach der Aufnahme durch die Atmung mit dem Hämoglobin des Blutes verbindet und so fortwährend den Sauerstofftransport über das Blut verhindert [150]. Dagegen wirkt Kohlenstoffdioxid selbst nicht erstickend, sondern es behindert ab einer Konzentration von mehr als 4 Vol.-% in der Luft das Abatmen vom im Körper gebildetem Kohlenstoffdioxid [33]. Hierdurch reichert sich Kohlenstoffdioxid im Körper an, welches zur Bewusstlosigkeit oder dem Tod führen kann.

Tabelle 2.7: Physiologische Wirkung von Atemluft mit verschiedenen Sauerstoffkonzentrationen [29] und Methankonzentrationen die in Folge einer Durchmischung von LNG-Gas und Luft zu entsprechenden Sauerstoffkonzentrationen führen würden auf Personen.

Sauerstoffkonzentration [Vol.-%]	Wirkung	Methankonzentration zur Reduzierung der Sauerstoffkonzentration in der Atemluft [Vol.-%]
21 - 18	Betroffene können keine Symptome feststellen	0 - 14
18 - 11	Körperliche und geistige Leistungsfähigkeit beeinträchtigt	14 - 48
11 - 8	Innerhalb weniger Minuten kann sich eine Ohnmacht ohne Vorwarnung ergeben	48 - 62
8 - 6	Ohnmacht nach kurzer Zeit. Bei sofortiger Durchführung ist eine Wiederbelebung möglich	62 - 71
6 - 0	Unmittelbare Ohnmacht, wobei sich Hirnschäden auch nach einer Wiederbelebung einstellen.	71 - 100

2.4.2 Grenzwerte für Bauwerke

2.4.2.1 Temperatur und Wärmestrahlung

Hohe Temperaturen und Wärmestromdichten können zur Erhöhung der Temperatur in Bauwerkskomponenten führen und diese schädigen. Tunnelinnenwände bestehen aus Stahlbeton und sind somit nicht brennbar. Mit steigender Temperatur verliert Stahl an Festigkeit und wird ab ca. 1500 °C flüssig. Beton zersetzt sich in mehreren Stufen zwischen 70 °C und 700 °C [196] und kann somit bei einer Temperaturerhöhung irreversibel geschädigt werden. Wie Stahl verliert auch Beton mit der Temperaturerhöhung an Festigkeit. Als weitere Eigenschaft von Beton wurde sein Abplatzen (Spalling) in Brandszenarien identifiziert. In Experimenten wurde nachgewiesen, dass sich der Grad des Spallings mit der Temperaturanstiegsrate im Beton über der Zeit erhöht [122].

Um die Standsicherheit des Bauwerks im Brandfall zu gewährleisten unterliegt die Errichtung von Tunneln in Deutschland verschiedenen Standards. So definiert die Richtlinie ZTV Ing 5 [18] einen Temperaturzyklus der eine Brandkurve zur Dimensionierung der Tunnelwand darstellt. Nach diesem steigt die Temperatur in 5 Minuten von 0 °C auf eine maximale Temperatur von 1200 °C an. Anschließend folgt die Vollbrandphase in der die maximale Temperatur über 25 Minuten gehalten wird. Zuletzt folgt die Abkühlphase, in der die Temperatur linear innerhalb von 110 Minuten auf 0 °C sinkt. In begründeten Fällen kann die Vollbrandphase um 30 Minuten verlängert werden. In ZTV Ing 5 ist zudem eine Mindestdicke einer Tunnelinnenwand von 0,35 m gefordert, in der sich während des Temperaturzyklus die Bewehrung nicht über 300 °C erwärmen darf [18]. Außerdem ist in der ZTV Ing 5 definiert, dass Tunnelinnenwände aus PP-Beton herzustellen sind [18]. Für PP-Beton konnte in Studien nachgewiesen werden, dass dieser unter gleichen Bedingungen weniger für Spalling anfällig ist als Beton ohne PP-Fasern [122].

2.4.2.2 Druck und Impuls

Zur Bewertung der Gefährdung eines Bauteils hinsichtlich einer Druckwelle kann dieses als Feder-Masse-Schwinger betrachtet werden der über eine Steifigkeit, Eigenfrequenz und Grenzwert für die maximale Auslenkung ab der es zum Versagen kommt verfügt [30, 31, 197]. Zur Bewertung des Versagens von Komponenten gegenüber einer Druckwelle können zwei Methoden angewendet werden. Methode 1 nach Glassone [80] basiert auf Schäden durch das Überschreiten von Peakdrücken die oft mittels Kernwaffentests ermittelt wurden. Diese Methode eignet sich für Druckverläufe über der

Zeit bei denen die positive Phasendauer der Druckwelle größer der Strukturantwortzeit ist [30]. In Tabelle 2.8 sind exemplarisch mögliche Auswirkungen von Peakdrücken auf Bauwerke und Fahrzeuge aus der Literatur dargestellt.

Tabelle 2.8: Auswirkungen verschiedener Peakdrücke auf Bauwerke und Fahrzeuge.

Peakdruck[kPa]	Wirkung	Literatur
1 - 10	Bruch von Fensterscheiben	[80, 108]
7 - 15	Schäden an Fensterrahmen und Türen	[197]
15 - 26	Stahlblechplatten verbeult	[108]
26 - 43	Zerstörung von 0,2 m bis 0,3 m dicken Wänden aus Ziegel- und Schlackensteinen	[80, 108]
35	LKW umgeworfen	[80]
40 - 60	Eisenbahnwagen umgeworfen	[108]
43 - 66	Öltanks aufgerissen	[108]
50	Beladene Tankfahrzeuge umgeworfen	[80]
92 - 145	bewehrte Betonwände schwer beschädigt	[108]
180	Mittlere Schäden an bewehrten Betongebäuden mit kleinen Öffnungen	[80]
500	Schwere Schäden an bewehrten Betongebäuden mit kleinen Öffnungen	[80]
750	Mittlere Schäden an druckresistenten Gebäuden aus Beton ohne Öffnungen	[80]
3200	Schwere Schäden an druckresistenten Gebäuden aus bewehrtem Beton ohne Öffnungen	[80]

Die Erregung eines Feder-Masse-Schwingers resultiert aus dem Druckverlauf über der Zeit und geht damit einher mit dem aus der Druckwelle übertragenen Impuls. In Methode 1 wird angenommen, dass der Impuls immer genügend groß ist, sodass dieser für die Bewertung des Schadens nach Methode 1 vernachlässigt werden kann. Methode 1 führt demnach in Folge sehr kurzer Peakdrücke, wie sie z. B. bei Gasexplosionen oder durch die Interferenz von Druckwellen in Tunneln gegeben sein können, zur Überschätzung des Schadens. Baker et al. empfehlen daher die Berücksichtigung von Peakdruck und Peakimpuls zur Bewertung von Schäden durch Druckwellen [30, 197].

In Methode 2 wird die schädigende Wirkung von Druck und Impuls gekoppelt berücksichtigt. Hierzu werden bei der Bewertung von Schäden Iso-Schaden-Kurven in Druck-Impuls-Diagrammen genutzt [30]. Dieses Verfahren ist damit für weiterreichende Problemstellungen als Methode 1 anwendbar. Iso-Schaden-Kurven der Literaturen

[30,43,192] zur Bewertung von Schäden an verschiedenen Bauwerkskomponenten zeigt Bild 2.17. Unter Annahme eines für eine Explosion typischen Druck – Zeit – Verlaufs wurde mittels Gleichung 2.12 aus den in Bild 2.17a gegebenen Daten das positive Phasendauer – Druck – Diagramm entwickelt das Bild 2.17b zeigt.

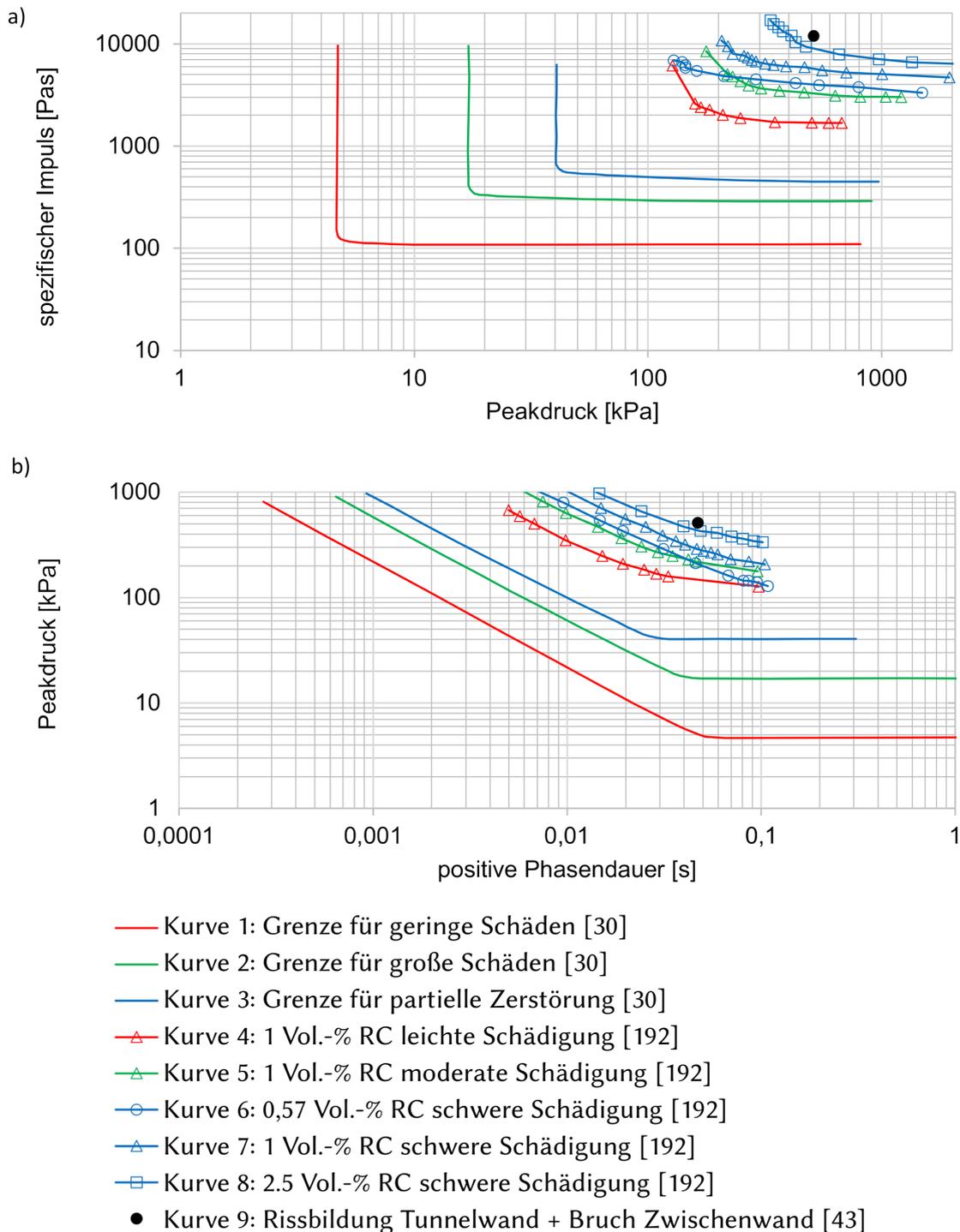


Bild 2.17: Iso-Schaden-Kurven für verschiedene Infrastrukturen im Druck – Impuls – Diagramm (a) und positive Phasendauer – Druck – Diagramm (b).

Die Iso-Schaden-Kurven von Baker et al. beziehen sich auf unbewehrte Ziegelhäuser bei frontaler Druckbeaufschlagung. Diese verfügten über Wanddicken zwischen 0,2 m und 0,3 m [80]. Die Iso-Schaden-Kurven von Baker et al. gelten auch für kleine Bürogebäude und Leichtbauindustriehallen, da diese strukturell ähnlich zueinander sind [30]. Hierbei bezeichnen geringe Schäden leicht reparable Schäden wie dem Bruch von Fenstern, dem Abplatzen von Fliesen oder kleineren Deckenschäden [99]. Große Schäden kennzeichnen das Versagen von Wänden und tragenden Teilen des Bauwerks, jedoch kein Totalversagen des Bauwerks [30]. Auf Letzteres bezieht sich die Iso-Schaden-Kurve für die partielle Zerstörung nach [30]. Die Iso-Schaden-Kurven von Syed et al. resultieren aus der frontalen Druckbelastung von mittig bewehrten Betonplatten mit einer Fläche von $2,5 \times 1 \text{ m}^2$ und einer Dicke von 0,1 m [192]. Die Platte wurde in den Versuchen jeweils auf der 1 m langen Seite frei von Momenten gelagert. Die Eingruppierung der Schädigung in leicht, mittel und schwer erfolgte über den Verdrehwinkel der Platte in den Lagern, der sich im Laufe der Experimente einstellte. Eine Verdrehung von 2° entsprach einer leichten Schädigung, eine Verdrehung von 5° entsprach einer mittleren Schädigung und eine Verdrehung von 12° entsprach einer schweren Schädigung der Platte [192]. Des Weiteren enthalten die Diagramme in Bild 2.17 Druck – Impuls Daten aus einer Explosionsuntersuchung in Rechtecktunneln mit 1,25 m dicken Außenwänden und 0,5 m dicken Zwischenwänden von Burggraaf et al., bei denen sich leichte Risse in der Tunnelwand bildeten und die Zwischenwand zerstört wurde [43].

Im Vergleich der Iso-Schaden-Kurven in Bild 2.17 von bewehrten Betonplatten und unbewehrten Hauswänden, können die bewehrten Betonplatten trotz der zwei- bis dreifach geringeren Dicke gegenüber Hauswänden deutlich höhere Belastungen durch Druck und Impuls standhalten. Die Bewehrung erhöht die Steifigkeit, sodass bewehrte Betonplatten bei gleicher Belastung eine geringere Verformbarkeit gegenüber unbewehrten Betonplatten aufweisen. Die Iso-Schaden-Kurven für verschiedene Proben aus bewehrtem Beton zeigen darüber hinaus, dass die Druck- und Impuls-Belastbarkeit mit steigendem Bewehrungsgrad ansteigt. In weiteren Studien wurde gezeigt, dass das Druck- und Impulsaufnahmevermögen ohne Schäden mit zunehmender Wanddicke und der beidseitigen Verlagerung der Bewehrung aus der Plattenmitte in Richtung der Plattenaußenseiten ansteigt [21]

Tunnelwände nach ZTV Ing 5 weisen mindestens einen Bewehrungsgrad von 0,6 Vol.-% auf wobei sich die Bewehrung außermittig im Bereich der Innen- und Außentunnelwand befindet [18]. Des Weiteren weisen Zwischenwände eine Dicke von mindestens 0,25 m und Außenwände eine Dicke von mindestens 0,35 m auf. Damit wird angenommen, dass Tunnelwände trotz ähnlichem Bewehrungsgrad widerstandsfähiger gegenüber Druck-

und Impulseinwirkungen sind als die in Bild 2.17 dargestellte Iso-Schaden-Kurve 6 mit einem Bewehrungsgrad von 0,57 Vol.-%.

Die zunehmende Steifigkeit der Einzelkomponenten eines Bauwerks bedeutet aber auch, dass die Einzelkomponenten nicht weiter separiert betrachtet werden können, sondern es einer gekoppelten Betrachtung der Einzelkomponenten bedarf wie es beispielhaft in Untersuchungen der TNO durchgeführt wurde [43, 141, 201] deren Ergebnisse Bild 2.17 zeigt. Außerdem wurde in diesen Studien die Einflussnahme des dem Tunnel umgebenden Erdreichs auf die Steifigkeit des Bauwerks bei einer Explosion untersucht. Hierbei zeigte sich, dass die zusätzliche Belastung des Tunnels durch das Erdreich zur Erhöhung der Belastbarkeit des Bauwerks hinsichtlich Peakdruck und Impuls führte. Dies war insbesondere dann der Fall wenn das Erdreich feucht war und damit ein hohes Druckaufnahmevermögen aufwies [141]. In den Ergebnissen der Studie wurde dargestellt, dass die 1,2 m dicken Außenwände in Folge der Explosion leichte Schäden aufwiesen und die 0,5 m dicken Innenwände die nicht von Erdreich gestützt wurden zerstört wurden [43].

Zusammenfassend sind im Tunnel Komponenten wie Fenster, Türen sowie Innen- und Außenwände gegeben die verschiedene Belastungsgrenzwerte aufweisen und bei deren Versagen mit unterschiedlichen Folgen für Personen und das Bauwerk zu rechnen ist. Die Komponenten mit der geringsten Belastbarkeit stellen Scheiben dar. Diese sind im Tunnel in Form von Fahrzeugscheiben zu erwarten. Gegenüber Fensterscheiben müssen Fahrzeugscheiben nach ECE-43 R aus Sicherheitsglas hergestellt werden [15]. Dieses ist dadurch gekennzeichnet, dass es im Fall des Versagens geringere Schäden für Personen birgt als nicht Sicherheitsglas [15]. Die Verwendung von Sicherheitsglas wirkt sich nicht direkt auf die Belastbarkeit aus, sodass für die Bewertung von Schäden an Fahrzeugscheiben in dieser Arbeit die ISO-Schaden-Kurve 1 aus Bild 2.17 berücksichtigt wurde. Ein Versagen von Fahrzeugscheiben stellt keinen schweren Schaden für Fahrzeuge oder das Bauwerk dar. Dieser kann aber zur Splitterbildung insbesondere bei Einscheibensicherheitsglas (ESG) führen die im weiteren Verlauf zur Gefährdung von Personen durch Splitterflug führen kann. Ausgehend von vorhergehenden Studien wird angenommen, dass Türen widerstandsfähiger gegenüber einer Explosionsbelastung sind als Fenster. Türen sind z. B. als Notausgänge in Tunneln vorzufinden. Diese sind nach RABT [6] als Brandschutztüren mit einer Feuerwiderstandsdauer von mindestens 90 Minuten auszuführen und in Fluchtrichtung zu öffnen. Auf dieser Grundlage werden Türen in Tunneln nicht widerstandsfähiger gegenüber einer Druckbelastung angenommen als Haustüren, deren Schädigung im Bereich der Iso-Schaden-Kurve 1 und 2 von Bild 2.17 angenommen wurde. Die Beschädigung oder Zerstörung von Türen könnte die Flucht von Per-

sonen aus dem Gefahrenbereich behindern und deren Schutzwirkung beeinträchtigen. Weitere gefährdete Komponenten stellen Außenwände und Zwischenwände des Tunnels dar, die bei einem Versagen z. B. zum Erschlagen von Personen und zum Einsturz des Bauwerks oder von Bauwerksteilen führen könnten. Die niedrigste Belastbarkeit bei gleicher Konstruktion weisen Zwischenwände oder Zwischendecken auf, da deren Durchbiegung nicht durch die stützende Wirkung des umliegenden Erdreichs gemindert wird, wie es bei Wänden gegeben ist die vom Erdreich umgeben sind. Neben der Umgebung variiert die Belastbarkeit einer Wand aufgrund dessen Abmessungen, dessen Statik und dessen Bewehrung, sodass für diese Arbeit eine Belastungsgrenze entsprechend Iso-Schaden-Kurve 4 für Innenwände und Iso-Schaden-Kurve 6 für Außenwände berücksichtigt wurde.

2.5 Zusammenfassung

Aus dem Stand der Wissenschaft und Technik leiten sich neben der Frage nach der Zusammensetzung von LNG folgende Problemstellungen ab um eine Gefährdungsbeurteilung für Störfallszenarien mit LNG im Tunneln des Landverkehrs durchführen zu können:

- Modellierung des Quellterms von LNG ausgehend von einem LNG-Kraftstoffspeicher,
- Modellierung der Umwandlung von LNG zu LNG-Gas mittels Flash- und Poolverdampfung,
- Modellierung der Stoffausbreitung von LNG auf Fahrbahnen,
- Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft,
- Modellierung der Verbrennung von LNG-Gas/Luft-Gemischen in Gebieten mit Hindernissen.

Zur Lösung der Problemstellung eignen sich empirische Ansätze für die Modellierung des Quellterms, der Verdampfung und die Flüssigkeitsausbreitung auf Fahrbahnen und CFD-Methoden für die Modellierung der Gasausbreitung und Verbrennung.

Während die empirischen Modelle ausreichend für diese Arbeit erforscht waren bestanden bei der Modellierung mit CFD-Methoden noch Lücken deren Schließungen in dieser Arbeit nachgegangen wurde.

Methodik

Ziel der Arbeit stellte die Untersuchung der Gefährdung von Personen und Bauwerken in Folge des Versagens von LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge in Tunneln dar. Das in dieser Arbeit berücksichtigte generische Szenario berücksichtigt die flüssige Freisetzung von LNG (1) mit sich anschließender Poolausbreitung und -Verdampfung (2) sowie Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft (3) und der verzögerten Zündung und sich anschließenden Verbrennung (4) des sich über der Zeit gebildeten explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisches in einem Tunnel. Das generische Szenario ist schematisch in Bild 3.1 dargestellt. Von diesem Szenario wird angenommen, dass es viele von LNG ausgehende Gefahren berücksichtigt und dass von diesem eine größere Gefährdung aufgrund der Druckentwicklung für Personen und Bauwerke ausgeht als von Szenarien mit Pool- oder Jetfeuer.

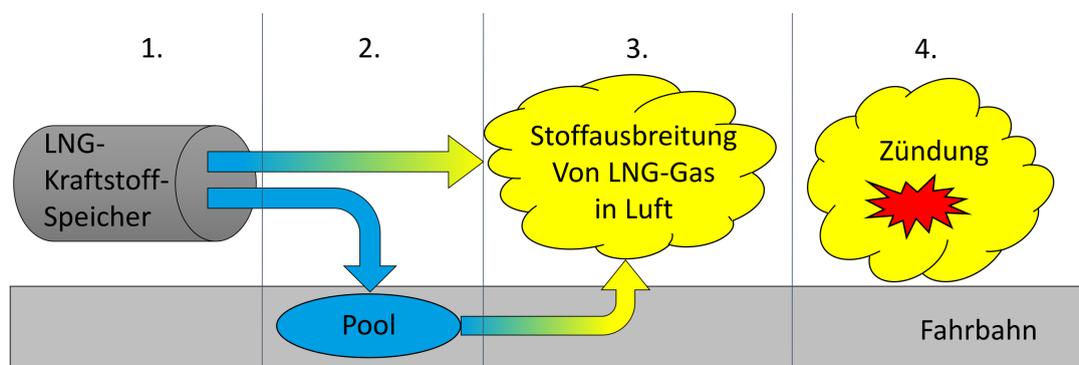


Bild 3.1: Schematische Darstellung des in dieser Arbeit berücksichtigten generischen Szenarios in Folge der flüssigen Freisetzung von LNG aus einem LNG-Kraftstoffspeicher für LKW.

Die erste hierbei bestehende Problemstellung stellte die Wahl der Zusammensetzung von LNG dar. In dieser Arbeit wurde LNG bestehend aus 100 % Methan angenommen und somit Komponenten wie Ethan oder Propan vernachlässigt. Dies entspricht zum

einen einer Vereinfachung bei der Modellierung und zum anderen dem Entwicklungstrend von LNG, da synthetisches LNG oder LNG aus Biomethan allgemein sehr hohe Methankonzentrationen aufweist [23] sowie die Industrie daran interessiert ist die Methankonzentration in LNG zukünftig weiter zu steigern da damit auch eine Steigerung der Güte des Kraftstoffs einhergeht [200]. Darüber hinaus entspricht diese Annahme eher LNG-Gas als die Berücksichtigung eines konstanten Mehrkomponentengemisches. In Studien die in Abschnitt 2.2.3 dargestellt wurden zeigte sich, dass sich die Komponenten von LNG bei der Verdampfung aufgrund der unterschiedlichen Siedetemperaturen separieren. Methan weist dabei gegenüber Ethan und Propan die niedrigste Siedetemperatur auf, sodass es als erstes verdampft und sich separiert zu den anderen Komponenten ausbreitet [130]. Da reales LNG-Gas trotz dessen Ethan und Propan aufweist und mit deren Konzentrationsanstieg die UEG von LNG-Gas sinkt welches zu größeren Gefährdungsradien führen könnte wurde um dem zu begegnen in dieser Arbeit die 1/2 UEG als Grenzwert berücksichtigt.

Bei der Modellierung des generischen Szenarios wurde zur Beschreibung des Massenstroms bei der Freisetzung von LNG aus dem LNG-Kraftstoffspeicher Gleichung 2.3 und zur Beschreibung der Separation der Gasphase durch die Flash-Verdampfung außerhalb des LNG-Kraftstoffspeichers Gleichung 2.5 berücksichtigt. Die Modellierung der Poolausbreitung und -Verdampfung erfolgte über ein numerisches Modell, welches miteinander gekoppelte empirische Ansätze berücksichtigte. Hierbei wurde für die Poolausbreitung der Ansatz von Webber [203] und zur Beschreibung der Verdampfung der Ansatz von Briscoe und Shaw [39] verwendet. Das für die Poolausbreitung und -Verdampfung entwickelte numerische Modell ist in Abschnitt 4.1 zusammen mit dessen Validierung gegenüber experimentellen Daten dargestellt.

Wie im Stand der Wissenschaft und Technik des Abschnittes 2.2.2 dargestellt ist man sich seitens der Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas und dessen Validierung uneinig. In verschiedenen Studien wurden verschiedene Modellansätze für die Modellierung der Stoffausbreitung verwendet. Dazugehörige Parameterstudien erfolgten jedoch in den vorgestellten Studien weitestgehend nicht. Außerdem wurde in den Studien von Koopman und Ermak [116], Luketa-Hanlin [130] sowie Ivings et al. [97] darauf hingewiesen, dass die in den Modellstudien für die Validierung herangezogenen Experimente nicht ausreichend sind. Zur Bestimmung eines CFD-Modells welches sich für die Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel eignet wurden in dieser Arbeit zwei Parameterstudien durchgeführt. Die erste Parameterstudie zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung auf Land erfolgte für das Freifeld, da nur für dieses Daten zur Validierung zur Verfügung standen. Für die Validierung wur-

den gegenüber den im Abschnitt 2.2.2.2 vorgestellten Modellstudien Experimente des „LNG Safety Program Phase II“ verwendet. Hierbei handelt es sich um Experimente, bei denen die Freisetzung von LNG-Gas über einen Zeitraum von mehr als 30 Minuten erfolgte und die Stoffausbreitung von LNG-Gas über ca. 45 Minuten dokumentiert wurde. Da es sich hierbei gegenüber anderen Experimenten mit LNG aus der Literatur um Langzeitmessungen handelt, deren Messergebnisse stochastische Schwankungen aufweisen, repräsentieren die Messergebnisse die Stoffausbreitung im Mittel als auch der Varianz über der Zeit. Außerdem wurde in dem Projekt die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung von LNG auf Land in verschiedenen Größenordnungen untersucht. Von der Art des Untergrunds gehen verschiedene Effekte aus, die die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft beeinflussen. Untersucht wurde in der Parameterstudie im Freifeld die Einflussnahme von drei Turbulenzmodellen, zwei Randbedingungen zur Beschreibung der Strömung an den Rändern des Untersuchungsgebiets, der latenten Energie aus dem Phasenwechsel von als Luftfeuchte in Luft gespeichertem Wasser sowie dem Boden als möglicher Wärmequelle für das LNG-Gas. Die Bewertung der CFD-Modelle erfolgte quantitativ mittels statistischer Methoden von Hanna [82] und mittels des Vergleichs von Konzentrations- und Temperaturkurven über der Zeit an mehreren Messpunkten im Freifeld. Eine detaillierte Beschreibung der Methodik ist in Abschnitt 4.2.2 dargestellt. Das CFD-Modell welches sich in der Parameterstudie zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld am geeignetsten zeigte wurde für die zweite Parameterstudie herangezogen. Da angenommen wurde, dass sich die Stoffausbreitung von LNG-Gas durch Wärmequellen beeinflussen lässt und im Tunnel die Fahrbahn und die Wände relevante Wärmequellen darstellen könnten wurde diesbezüglich die zweite Parameterstudie durchgeführt, deren Details Abschnitt 4.3.1 entnommen werden können. Die Modellvariante die sich in der zweiten Parameterstudie zur Stoffausbreitung am geeignetsten darstellte wurde für weiterführende Untersuchungen verwendet. Alle Untersuchungen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in dieser Arbeit erfolgten mittels der Software ANSYS Fluent 19.1.

Obwohl die Modellierung der Verbrennung auf die der Stoffausbreitung aufbaut wurden aufgrund der unterschiedlichen Erfordernisse an die Berechnung unterschiedliche CFD-Modelle verwendet. Diese unterschieden sich in den berücksichtigten Teilmodellen sowie der Diskretisierung des Untersuchungsgebietes. Einen Unterschied stellte hierbei das Turbulenzmodell dar. Vorhergehende Untersuchungen haben gezeigt, dass der Verbrennungsverlauf durch das Turbulenzmodell beeinflusst wird [211]. In verschiedenen Studien zur Verbrennung von Methan konnten so mit dem $k-\epsilon$ Turbulenzmodell gute Vorhersagen getroffen werden [49, 88, 90, 94, 98, 132, 133, 172, 211],

welches auch in dieser Arbeit angewendet wurde. Für die Modellierung der Verbrennung wurde das Eddy Dissipation Concept Modell gewählt, welches Teilreaktionen der Verbrennung mittels des Arrhenius-Ansatzes berücksichtigt. Dieser stellt einen empirischen Ansatz dar für dessen Anwendung Koeffizienten nötig sind. Koeffizienten für die Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen können der Literatur entnommen werden [50, 104, 139, 193, 207], in denen zum Teil darauf verwiesen wird, dass diese auf Basis von Experimenten kalibriert wurden. Die Datensätze von Koeffizienten in der Literatur weisen insbesondere für den Präexponentialfaktor A_a eine Spannweite von mehreren Größenordnungen auf. In dieser Arbeit erfolgte daher eine Kalibrierung des Präexponentialfaktors mittels eines CFD-Modells. Grundlage der Kalibrierung sowie Validierung des CFD-Modells stellten experimentelle Untersuchungen von Moen et al. [146] dar. Details zur Methodik der Kalibrierung und Validierung sowie dem berücksichtigten CFD-Modell können Abschnitt 5.2 entnommen werden. Alle Untersuchungen zur Verbrennung in dieser Arbeit erfolgten mittels der Software ANSYS Fluent 19 R3. Der Wechsel der Softwareversion erfolgte aus Rechenzeitgründen, welche sich bei der numerischen Modellierung der Verbrennung durch die CFL basierte Zeitschrittweitensteuerung deutlich reduzieren ließ und die in ANSYS Fluent 19.1 noch nicht verfügbar war.

Als Basis für eine Gefährdungsbeurteilung wurden folgende Gefahren unterstellt:

- Erfrierungen an Personen durch Kälte,
- Verbrennungen an Personen durch Wärme und Wärmestrahlung,
- Schädigungen an der Lunge von Personen durch eine Druck- und Impulsbelastung in der Nähe von Hindernissen,
- Schädigung von Gebäuden und Fahrzeugen durch eine Druck- und Impulsbelastung,
- Erstickung von Personen durch die Konzentration von LNG-Gas, Kohlenstoffdioxid und Sauerstoff in der Luft.

Grenzwerte für die Gefahren ab denen Gefährdung gegeben sind wurde wie detailliert im Stand der Wissenschaft und Technik in Abschnitt 2.4 dargestellt berücksichtigt. Die Gefährdungsbeurteilung für Wärme, Wärmestrahlung, Ersticken sowie Druck und Impuls erfolgte bedingt durch die Modellierung eines jeweiligen Messpunktes in 1,6 m oder 1,8 m Höhe. Diese befinden sich in einem Höhenbereich in dem der Kopf aufrecht stehender Personen angenommen wurde und dessen Schädigung oft mit schweren Verletzungen für Personen einher geht.

Die sich in der Arbeit zur Analyse des generischen Szenarios als geeignet dargestellten Modelle wurden für die Untersuchung von Fallbeispielen (FB) und deren Gefährdungsbeurteilung genutzt. Hierzu wurde angesichts der derzeit in Deutschland geltenden Verordnungen im Straßenverkehr einer der größten zulässigen LNG-Kraftstoffspeicher mit einer Kapazität von 198 kg berücksichtigt. Untersucht wurden vier FB mit vollgetankten LNG-Kraftstoffspeichern bei einem typischen Speicherdruck von 0,85 MPa, bei denen das LNG vollständig einphasig flüssig freigesetzt wurde. Hierbei wurden in FB 1, FB 2 und FB 3 jeweils die Schädigung eines LNG-Kraftstoffspeichers mit den kreisrunden Leckagen von 5 mm, 10 mm und 25 mm im Durchmesser berücksichtigt, wie sie in Folge eines Kraftstoffspeicherhüllenbruchs nach einem Aufprallunfall angenommen wurden. FB 4 stellte das untersuchte Worst-Case Szenario dar. In diesem wurden zwei LNG-Kraftstoffspeicher mit kreisrunde Leckagen von je 25 mm Größe im Durchmesser berücksichtigt.

Numerische Modellierung der Stoffausbreitung

Der Großteil des vom LNG-Kraftstoffspeicher freigesetzten LNGs ist flüssig und bildet nach der Freisetzung einen Pool auf der Fahrbahn. Die Flüssigphase selbst ist nicht brennbar und stellt nur temperaturbedingt eine Gefährdung für Personen dar. Angenommen wurde, dass die größten Gefährdungen durch LNG von dessen Gasphase ausgehen, welche in Folge des Wärmeeintrags in den Pool freigesetzt wird und in Folge der Durchmischung mit Luft explosionsfähig wird. Die Explosionsfähigkeit ist dabei z. B. für Methan/Luft-Gemische innerhalb der Konzentrationsgrenzen von 4,4 Vol.-% bis 16,5 Vol.-% Methan in Luft gegeben. Eine Bewertung von Gefährdungen in Folge der Verbrennung von LNG bedarf somit einer vorhergehenden Betrachtung der Verdampfung von LNG und der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft in Abhängigkeit der Zeit. Mit der Untersuchung und Validierung hierfür anwendbarer numerischer Modelle beschäftigt sich dieser Abschnitt.

4.1 Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG

In diesem Abschnitt ist das in dieser Arbeit berücksichtigte Modell für die Poolausbreitung und -Verdampfung im Detail dargestellt und validiert. Das Modell baut auf dem Ansatz von Webber zur Modellierung der Poolausbreitung auf glatten, nicht durch Hindernisse begrenzten Oberflächen [203] und dem Ansatz von Briscoe und Shaw zur Modellierung der Verdampfung [39] auf, welche bereits bei der Darstellung des Stands der Wissenschaft und Technik in Abschnitt 2.2.1 vorgestellt wurden.

4.1.1 Modellbeschreibung

Das Poolausbreitungsmodell von Webber [203] dient der Modellierung eines kreisrunden Pools, dem ein flüssiger Massenstrom im Mittelpunkt zugeführt wird und der über die gesamte Poolfläche einen flüssigen Massenstrom mittels Verdampfung abführt. Bei einer nicht durch Hindernisse begrenzten Poolausbreitung stellen die Poolhöhe $h(t)$ und der Poolradius $r(t)$ zeitlich veränderliche Größen dar. Da damit die Poolfläche zeitlich veränderlich ist und zudem der in Abschnitt 2.2.1 dargestellte Verdampfungsmassenstrom von der Kontaktzeit eines Bodenelements mit LNG über der Zeit veränderlich ist wurde in dem Modell der Boden diskretisiert und je Bodenelement der Verdampfungsmassenstrom separat bestimmt. Die Diskretisierung des Bodens erfolgte bei der Modellierung über Kreisringe gleicher Flächengröße. Eine schematische Darstellung der Funktionsweise des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung zeigt Bild 4.1 für verschiedene Zeitpunkte t_i .

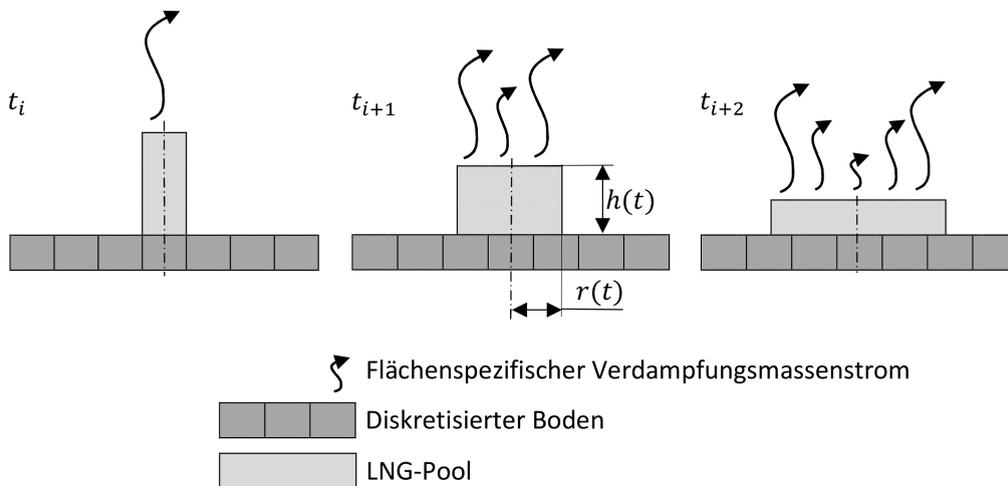


Bild 4.1: Schematische Darstellung der Funktionsweise des Poolausbreitungs- und -Verdampfungsmodells.

Der von der Kontaktzeit t_i abhängige Verdampfungsmassenstrom $\dot{m}_V(i, t_i)$ eines diskreten Bodenelements i mit LNG ergibt sich unter Berücksichtigung von Gleichung 2.10 und Gleichung 2.11 von Briscoe und Shaw [39] mittels Gleichung 4.1. Dabei wird die Fläche A_i eines diskreten Bodenelements i , dessen Materialeigenschaften, bestehend aus spezifischer Wärmekapazität c_b , Wärmeleitfähigkeit λ_b sowie Dichte ρ_b , die initiale Temperatur des Bodens T_{init} sowie die Siedetemperatur von dem berücksichtigten LNG T_S , die Kontaktzeit t_i des Bodenelements i mit LNG und dem für die Pooloberfläche herangezogenen Korrekturwert χ berücksichtigt.

$$\dot{m}_V(i, t_i) = A_i \cdot \chi \sqrt{\frac{\lambda_b \rho_b c_b}{\pi t_i}} \cdot \frac{T_{init} - T_S}{\Delta H} \quad (4.1)$$

Das Poolausbreitungsmodell basiert auf den Poolvariablen des dem Pool zugeführten flüssigen Volumens V_{Ff} , des dem Pool mittels Verdampfung abgeführten flüssigen Volumens V_{Vf} , dem Flüssigkeitsvolumen im Pool V sowie dem Poolradius r und dessen Ausbreitungsgeschwindigkeit v , die mittels partieller Differentialgleichungen zeitabhängig bestimmt werden. Zur Bestimmung der Poolvariablen werden Randbedingungen, Modelle zur Berücksichtigung physikalische Aspekte sowie Materialeigenschaften des sich ausbreitenden Fluides berücksichtigt. Im Folgenden werden die einzelnen partiellen Differentialgleichungen dargestellt, welche im Modell innerhalb eines Zeitschritts nacheinander bestimmt werden.

Die partielle Differentialgleichung 4.2 beschreibt das dem Pool zugeführte flüssige Volumen V_{Ff} über der Zeit. Dieses ergibt sich auf Grundlage des Zeit t abhängigen flüssigen zufließenden Massenstroms in den Pool $\dot{m}_{Ff}(t)$ und der Dichte ρ_{Sf} des berücksichtigten LNG bei dessen Siedetemperatur.

$$\frac{dV_{Ff}}{dt} = \frac{\dot{m}_{Ff}(t)}{\rho_{Sf}} \quad (4.2)$$

Die partielle Differentialgleichung 4.3 beschreibt das vom Pool mittels Verdampfung abgeführte flüssige Volumen V_{Vf} über der Zeit t . Wie zuvor betrachtet ist der Verdampfungsmassenstrom $\dot{m}_V(i, t_i)$ nach Gleichung 4.1 von der Kontaktzeit t_i eines diskreten Bodenelements i mit LNG abhängig. Der mittels Verdampfung abgeführte flüssige Volumenstrom ergibt sich somit aus der Summe der diskreten Verdampfungsmassenströme $\dot{m}_V(i, t_i)$ über die Oberflächeninkremente i eines Pools und der Dichte ρ_{Sf} des berücksichtigten LNG bei dessen Siedetemperatur nach Gleichung 4.3.

$$\frac{dV_{Vf}}{dt} = \frac{1}{\rho_{Sf}} \sum \dot{m}_V(i, t_i) \quad (4.3)$$

Die Differentialgleichung 4.4 beschreibt die zeitliche Veränderung des Poolvolumens V . Dieses ändert sich mit der Zeit aufgrund des zufließenden flüssigen Volumenstroms in den Pool nach Gleichung 4.2, des vom Pool mittels Verdampfung abgeführten Volumenstroms nach Gleichung 4.3 sowie einem möglichen Massenstrom $\dot{m}_E(t)$ der über die Tunnelentwässerung dem Pool entnommen wird.

$$\frac{dV}{dt} = \frac{1}{\rho_{Sf}} (\dot{m}_{Ff}(t) - \sum \dot{m}_V(i, t_i) - \dot{m}_E(t)) \quad (4.4)$$

Die zuvor dargestellten Gleichungen dienen der Berechnung der dem Pool zugeführten und der vom Pool abgeführten flüssigen Massenströme. Im Folgenden wird die Modellierung der Stoffausbreitung dargestellt bei der die radiale Ausbreitungsgeschwindigkeit

des Pools und dessen Änderung berücksichtigt wurden, die in Beziehung zu dem zuvor dargestellten veränderlichem Volumen des Pools und den in Abschnitt 2.2.1 dargestellten Kräften bei der Ausbreitung von Fluiden auf festen, glatten Oberflächen stehen.

Bei der Poolausbreitung auf glatten Oberflächen kann nach Webber [203] die Änderung des Poolradius r über der Zeit t mit der Differentialgleichung 4.5 aus der zeitdiskreten Poolausbreitungsgeschwindigkeit v bestimmt werden.

$$\frac{dr}{dt} = v \quad (4.5)$$

Die Änderung der Ausbreitungsgeschwindigkeit v des Pools über der Zeit t ergibt sich nach Gleichung 4.6 unter Berücksichtigung von Trägheit, Gravitation, Oberflächenspannungen, Reibung und weiteren viskosen Effekten wie sie zuvor in Abschnitt 2.2.1 dargestellt wurden [203]. In der Gleichung entspricht g der Schwerebeschleunigung, h der durchschnittlichen Poolhöhe, r dem Poolradius sowie s dem dimensionslosen Formfaktor des Pools und C_F dem Reibungswiderstandsterm.

$$\underbrace{\frac{dv}{dt}}_{\text{Trägheit}} = \underbrace{\frac{4gh(1-s)}{r}}_{\substack{\text{Gravitation,} \\ \text{viskose Effekte,} \\ \text{Oberflächenspannung}}} - \underbrace{C_F}_{\substack{\text{Reibungs-} \\ \text{widerstands-} \\ \text{term}}} \quad (4.6)$$

Die Poolhöhe $h(t)$ entspricht der durchschnittlichen Höhe des sich ausbreitenden Fluides auf einer glatten Oberfläche über der Zeit t , die sich nach Gleichung 4.7 aus dem Poolvolumen V , der Poolfläche $A(t)$ und der Rauigkeitstiefe h_r der Oberfläche ergibt. Hierbei wird durch die Rauigkeitstiefe h_r berücksichtigt, dass ein Teilvolumen von V nicht zur Ausbreitung des Pools beiträgt, sondern in der Rauigkeit der Oberfläche bis zu dessen Verdampfung verharrt. Die Poolfläche $A(t)$ ergibt sich zeitdiskret nach Gleichung 4.8 aus dem Poolradius $r(t)$ und der Kreiszahl π .

$$h(t) = \frac{V(t)}{A(t)} - 0,5h_r \quad (4.7)$$

$$A(t) = r(t)^2\pi \quad (4.8)$$

Der dimensionslose Formfaktor s ergibt sich aus Gleichung 4.9 aus der Poolhöhe h und der Höhe $h_{0,max}$. Die Höhe $h_{0,max}$ ergibt sich aus dem Maximalwert der frontalen Poolhöhe $h_{\sigma,f}$ und der minimalen Poolhöhe eines sich ausbreitenden Pools $h_{c,\infty}$ nach Gleichung 4.10 und entscheidet darüber welche Kräfte neben Reibung, Gravitation und Trägheit bei der Berechnung der Poolausbreitung Berücksichtigung finden. Die frontale Poolhöhe $h_{\sigma,f}$ ergibt sich nach Gleichung 4.11 und entspricht der Höhe

bei der die Oberflächenspannung einer gravitationsbedingten Poolausbreitung entgegenwirkt [203]. In der Gleichung 4.11 finden die Oberflächenspannung des Fluides σ , die Schwerebeschleunigung g sowie die Dichte des Fluides ρ_{Sf} Berücksichtigung. Die minimale Poolhöhe $h_{c,\infty}$ ergibt sich nach Gleichung 4.12 und entspricht der minimalen Poolhöhe unter Berücksichtigung viskoser Effekte bei einem kontinuierlichen Zustrom in den Pool [203]. In Gleichung 4.12 wird die kinematische Viskosität ϑ des Fluides, der flüssige Massenstrom zum Pool \dot{m}_{Ff} die Dichte des Fluides ρ_{Sf} , die Schwerebeschleunigung g und die Kreiszahl π berücksichtigt.

$$s = h_{0,max}/h \quad (4.9)$$

$$h_{0,max} = \max(h_{\sigma,f}, h_{c,\infty}) \quad (4.10)$$

$$h_{\sigma,f} = \sqrt{\frac{\sigma}{g\rho_{Sf}}} \quad (4.11)$$

$$h_{c,\infty} = \sqrt[4]{\frac{6\vartheta\dot{m}_{Ff}}{\pi g\rho_{Sf}}} \quad (4.12)$$

Der Reibungswiderstandsterm C_F in Gleichung 4.6 dient der Berücksichtigung von Reibung bei der Poolausbreitung. Dabei unterscheidet das Modell von Webber [203] zwischen den Reibungswiderstandstermen einer turbulenten C_{FT} und laminaren C_{FL} Strömung. Mittels Gleichung 4.13 wird je Zeitschritt der Maximalwert von C_{FT} und C_{FL} für C_F berücksichtigt. Im Modell wird der laminare Widerstandsterm C_{FL} bei der Poolausbreitung auf glatten Oberflächen mittels Gleichung 4.14 unter Berücksichtigung der Hilfsvariablen $j(s)$, der kinematische Viskosität des Fluides ϑ , der Poolausbreitungsgeschwindigkeit v und der durchschnittlichen Poolhöhe h bestimmt [203]. Der turbulente Widerstandsterm C_{FT} wird mittels Gleichung 4.15 unter Berücksichtigung der Hilfsvariablen $j(s)$, der radialen Ausbreitungsgeschwindigkeit des Pools v , der Poolhöhe h und dem empirischen Koeffizienten C_f mit dem Wert 0,0015 bestimmt [203]. Dabei ergibt sich die Hilfsvariable $j(s)$ jeweils nach Gleichung 4.16 auf Grundlage des Formfaktors s [203].

$$C_F = \text{sign}(v)\max(C_{FL}, C_{FT}) \quad (4.13)$$

$$C_{FL} = 7,59j(s)^2\vartheta v/h^2 \quad (4.14)$$

$$C_{FT} = 4,49j(s)C_f v^2/h \quad (4.15)$$

$$j(s) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } s > 2 \\ 2/s & \text{wenn } s < 2 \end{cases} \quad (4.16)$$

4.1.2 Validierung des Modells

Eine Validierung des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung erfolgte mittels experimenteller Daten von Moorhouse und Carpenter [149]. Eines ihrer veröffentlichten Experimente diente der Untersuchung der Poolausbreitung von LNG auf einer geraden Fläche aus Beton über der Zeit. Hierzu wurde auf einer Fläche ein 45° Kreisbogen mit Wänden aus Polystyrolglas begrenzt und LNG im Mittelpunkt des Kreisbogens freigesetzt. Die Stoffausbreitung des LNG wurde mit Thermoelementen die über die Fläche des Kreisbogens verteilt waren und einer Infrarotkamera über einen Zeitraum von 300 s dokumentiert. Den zugeführten Massenstrom von LNG über der Zeit t sowie die für das Modell notwendigen Materialeigenschaften von LNG zeigt Tabelle 4.1.

Tabelle 4.1: Materialdaten und Freisetzungsmassenströme von LNG über der Zeit, für die Validierung eines Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung.

Physikalische Eigenschaft		Einheit	Bemerkung / Literatur
Zusammensetzung [Mass.-%]	Methan	76,9	[149]
	Ethan	21,6	
	Propan	1,2	
Temperatur LNG [°C]		-161	Siedetemperatur von Methan, da es die niedrigste Siedetemperatur der LNG Komponenten aufweist und somit als erstes verdampft [24]
Dichte [kg m ⁻²]		460	[149]
Verdampfungsenthalpie [kJ kg ⁻¹]		514	Berechnet aus LNG-Zusammensetzung mit der Software ProNuSs 9, auf Basis von Materialdaten des VDI-Wärmeatlas [75]
kinematische Viskosität [m ² s ⁻¹]		$3,09 \cdot 10^{-7}$	
Oberflächenspannung [N m ⁻¹]		$1,49 \cdot 10^{-2}$	
Dem Pool zugeführter Massenstrom über der Zeit t [kg s ⁻¹]	$t = 0$ s	5,4	[149]
	$t = 150$ s	4,8	
	$t = 300$ s	4,3	

Wie in Abschnitt 2.2.1 dargestellt wurde ist der Verdampfungsmassenstrom primär von den thermischen Eigenschaften des Bodens und dessen Oberflächeneigenschaften abhängig. Aus der Gleichung 2.9 von Carlslaw und Jaeger zur Ermittlung des Wärmestroms über der Zeit auf einem Oberflächeninkrement geht hervor, dass unter Vernachlässigung temperaturabhängiger Materialeigenschaften der Term $\sqrt{\lambda_b \rho_b c_b}$ das Vermögen eines Materials kennzeichnet Wärme an den Pool abzugeben. Der Term $\sqrt{\lambda_b \rho_b c_b}$, wird daher im weiteren Verlauf der Arbeit als Energieabgabekoeffizient k_{EA} bezeichnet. Die für das Experiment angenommenen thermischen Eigenschaften des Bodens mit Dichte ρ_b , der Wärmeleitfähigkeit λ_b , der spezifischen Wärmekapazität c_b sowie dem Energie-

Tabelle 4.2: Thermische Eigenschaften einiger Betone.

Bodenmaterial	ρ_b [kg m ⁻³]	λ_b [W m ⁻¹ K]	c_b [J kg ⁻¹ K ⁻¹]	k_{EA} [Js ^{0,5} m ⁻² K ⁻¹]	α [m ³ s ⁻¹]
Leichtbeton	800 [22]	0,39 [22]	1000 [22]	529	$4,9 \cdot 10^{-7}$
Beton mittlerer Rohdichte	2000 [22]	1,35 [22]		1643	$6,8 \cdot 10^{-7}$
Beton hoher Rohdichte	2400 [22]	2,0 [22]		2191	$8,3 \cdot 10^{-7}$
Experiment	1936 [149]	1,24 (linear interpoliert)		1549	$6,4 \cdot 10^{-7}$

abgabekoeffizienten k_{EA} und der häufig in der Literatur verwendeten Temperaturleitfähigkeit α [156, 168, 198, 203] zeigt Tabelle 4.2 gegenüber drei weiteren Betonen. Aus der Analyse der untersuchten Betone geht hervor, dass der Energieabgabekoeffizient des für das Experiment angenommenen Betons etwa dem Mittelwert der Energieabgabekoeffizienten der untersuchten Betone entspricht. In der Validierung wurden die vier dargestellten Betone berücksichtigt um die Sensibilität des Modells in Bezug auf die Betoneigenschaften zu untersuchen. Außerdem wurde bei der Modellierung eine Rauigkeitstiefe des Betons von 2 mm berücksichtigt.

Zur Oberflächentextur des Betons sind in der Literatur [149] keine Angaben gegeben, sodass innerhalb der Validierung der Korrekturwert χ als Parameter mit den Werten 1, 2 und 3 berücksichtigt wurde. Die Oberflächentemperatur wurde mit 20 °C entsprechend der Lufttemperatur im Experiment angenommen [149]. Als weitere Größe zur Beschreibung der Poolausbreitung bedarf es der Schwerebeschleunigung g im Untersuchungsgebiet für die der Näherungswert $9,81 \text{ m s}^{-2}$ berücksichtigt wurde.

Das Modell wurde in die Software Scilab mit der Version 5.5.2 implementiert, welche für Anwendungen in der numerischen Mathematik entwickelt wurde. Bei der Implementierung wurde der nach Gleichung 2.10 maximal mögliche Verdampfungsmassenstrom einer Fläche durch den in [149] experimentell ermittelten maximalen spezifischen Massenstrom von $0,5 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ begrenzt. Außerdem wurde die Poolgröße initial mit der Fläche eines Oberflächeninkrements definiert, welches in den Berechnungen eine Größe von 1 m^2 aufwies. Diese Größe eines Oberflächeninkrements erwies sich in den Berechnungen zur Poolausbreitung und -Verdampfung über der Zeit mit dem numerischen Modell als ausreichend. Des Weiteren wurde bei den Berechnungen eine Zeitschrittweite von 0,02 s berücksichtigt.

Die berechneten gegenüber experimentell ermittelten Poolradien über der Zeit zeigt:

- Bild 4.2 unter Berücksichtigung der Materialdaten des für das Experiment angenommenen Betons nach Tabelle 4.2 und den Korrekturwerten χ mit 1, 2 und 3,
- und Bild 4.3 unter Berücksichtigung der vier in Tabelle 4.2 dargestellten Betone und dem Korrekturwert χ von 2.

In Bild 4.2 korreliert die mit χ von 2 berechnete Kurve des Poolradius am besten mit den im Experiment ermittelten Poolradien über der Zeit. Die Kurve mit dem Korrekturwert χ von 1 überschätzt dagegen den Poolradius über der Zeit gegenüber dem Verlauf im Experiment um bis zu 24 %, sodass der Verdampfungsmassenstrom von diesem Modell tendenziell unterschätzt wurde. Wie im Stand der Wissenschaft und Technik in Abschnitt 2.2.1 dargestellt entspricht der Korrekturwert χ von 1 einer idealisierten Fläche die in der Praxis aber unter Berücksichtigung von Rauigkeit größer ist und damit einen Korrekturwert $\chi > 1$ rechtfertigt. Der Korrekturwert χ von 3 führt dagegen wie in [39] beschrieben zum größten Verdampfungsmassenstrom bei sonst gleichen Randbedingungen eines Modells. Dies hat zur Folge, dass bei der alleinigen Variation des Korrekturwertes χ in einem Modell mit steigendem Korrekturwert χ der Poolradius über der Zeit langsamer ansteigt. Dieser Zusammenhang geht auch aus den Berechnungsergebnissen hervor. Die Untersuchung zeigte, dass in Anlehnung an die in Abschnitt 2.2.1 dargestellte Theorie sich die Poolausbreitung von LNG auf dem für das Experiment angenommenen Beton mit einem Korrekturwert χ von 2 quantitativ gut beschreiben lässt.

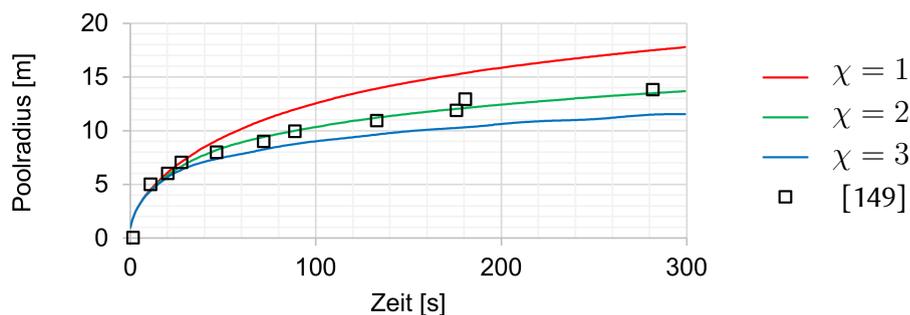


Bild 4.2: Experimentelle Ergebnisse zum Verlauf des Poolradius von LNG über der Zeit auf Beton [149] gegenüber mittels Modellen berechneten Ergebnissen auf dem für das Experiment angenommenen Beton mit den Korrekturwerten χ von 1, 2 und 3.

Aus Bild 4.3 geht hervor, dass unter Berücksichtigung des gleichen Korrekturwertes χ sich die Materialeigenschaften des Betons auf den Poolradius und somit auf die Poolgröße über der Zeit auswirkten. Von den Berechnungen hatte gegenüber den experimentell ermittelten Poolradien der mit Leichtbeton modellierte Pool einen maximal 70 % größeren Radius und der mit Beton hoher Rohdichte modellierte Pool einen im Maximum

15 % kleineren Poolradius. Die Modelle die einen Beton mittlerer Rohdichte und den für das Experiment angenommenen Beton berücksichtigten ergaben dagegen Poolradien die über den gesamten Zeitverlauf in guter Näherung mit den experimentell ermittelten Poolradien korrelierten.

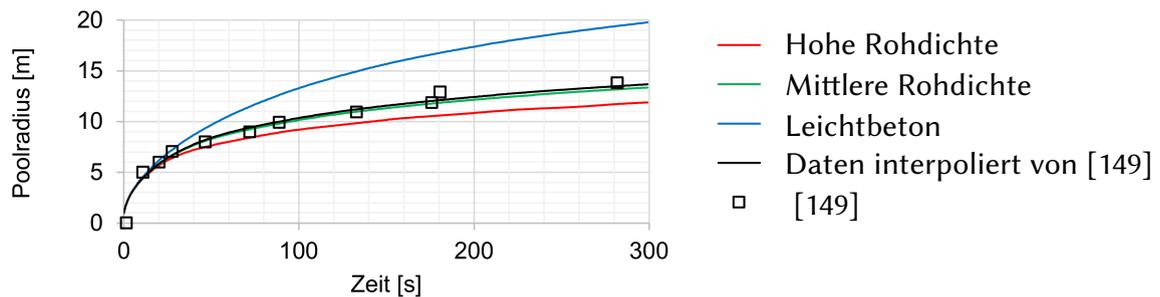


Bild 4.3: Experimentelle Ergebnisse zum Verlauf des Poolradius von LNG über der Zeit auf Beton [149] gegenüber mittels Modellen berechneten Ergebnissen die einen Korrekturwert χ von 2 und eine Auswahl von Betonen entsprechend Tabelle 4.2 berücksichtigten.

Neben dem Korrekturwert χ und den Materialeigenschaften des Bodens λ_b , ρ_b und c_b ist für die Validierung des Modells die durchschnittliche Poolhöhe über der Zeit von Bedeutung. In der Veröffentlichung von Moorhouse und Carpenter wurde für die Poolausbreitung eine minimale Poolhöhe von 0,01 m angenommen [149]. Im Modell sinkt die durchschnittliche Poolhöhe mit der Zeit und strebt dabei in allen durchgeführten Berechnungen einem Minimalwert von ca. 0,008 m entgegen, welcher der minimalen Poolhöhe $h_{c,\infty}$ für LNG nach Gleichung 4.12 entspricht. Einen Vergleich der in [149] angenommenen minimalen Poolhöhe zu drei berechneten Poolhöhen über der Zeit, auf dem für das Experiment angenommenen Beton und unter Berücksichtigung der Korrekturwerte χ von 1, 2 und 3, zeigt Bild 4.4.

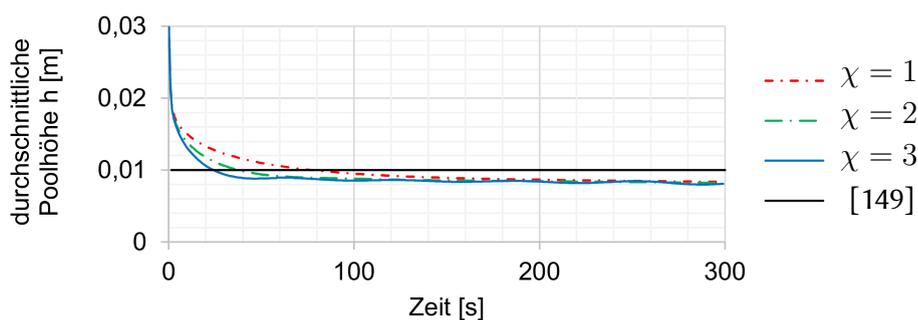


Bild 4.4: In den Experimenten angenommene minimale Poolhöhe [149] gegenüber berechneten durchschnittlichen Poolhöhen über der Zeit, auf dem für das Experiment angenommenen Beton mit den Korrekturwerten χ von 1, 2 und 3.

4.1.3 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt wurde ein Modell zur Poolausbreitung und -Verdampfung dargestellt und anhand eines Experiments validiert. Dabei zeigte sich, dass die mit dem Modell berechneten Vorhersagen stark von den Materialeigenschaften des Bodens als auch dem Korrekturwert χ abhängig waren. Diese sollten daher dem Anwendungsfall des Modells entsprechend angenommen werden. Auf Grundlage der Validierung wird das dargestellte Modell als anwendbar für die Berechnung der Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG auf Beton angenommen.

4.2 Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld

In diesem Abschnitt erfolgt die Beschreibung und Bewertung einer Parameterstudie zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld in Folge der Verdampfung auf typischen Landmaterialien. Die Wahl der Parameter erfolgte auf Grundlage vorhergehender Studien zur Stoffausbreitung von LNG-Gas und anderen Schwergasen, wie sie in Abschnitt 2.2.2 dargestellt wurden.

Nach VDI 3783 Blatt 2 lässt sich die Ausbreitung von LNG-Gas in Luft mit derer typischer Schwergase wie Propan in Luft vergleichen [2]. LNGs Hauptbestandteil Methan stellt zwischen der Siedetemperatur von 112 K und einer Temperatur von 150 K ein Schwergas gegenüber Luft bei Standardbedingungen dar. Dong et al. veröffentlichte 2017, dass das Turbulenzmodell einen großen Einfluss auf die Modellierung der Stoffausbreitung von Schwergasen hat [62]. In der Veröffentlichung wurde dargestellt, dass die CFD-Modelle mit den Turbulenzmodellen realizable $k-\epsilon$ nach [182] und dem SST $k-\omega$ nach [142] am besten die experimentellen Ergebnisse vorhersagten, sodass diese auch in dieser Untersuchung Anwendung fanden. Des Weiteren wurde das rechenintensivere RSM- ω Turbulenzmodell in der Parameterstudie berücksichtigt [26]. Hierbei handelt es sich um eine Erweiterung des RSM Turbulenzmodells von Launder et al. [123], welches Gaveli et al. 2008 erfolgreich einsetzten um die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung auf Wasser vorherzusagen [71]. Im Gegensatz zum ursprünglichen RSM Turbulenzmodell von Launder et al., welches auf der Dissipationsrate ϵ aufbaut, berücksichtigt das RSM- ω Turbulenzmodell den Ansatz von Wilcox [208] zur Bestimmung der spezifischen Dissipationsrate ω . Weitere Informationen zum RSM- ω Turbulenzmodell können dem ANSYS Theorie Guide [26] entnommen werden.

Mittels des Turbulenzmodells wird die Produktion und Dissipation turbulenter kinetischer Energie (TKE) innerhalb eines diskreten Untersuchungsgebiets bestimmt. Das

Turbulenzmodell beeinflusst dabei die Geschwindigkeit, die TKE sowie die Dissipationsrate der TKE im Fluid die dem Untersuchungsgebiet als Randbedingungen auferlegt wurden [32, 161]. Die Wahl der Randbedingungen beeinflusst somit auch die Strömung innerhalb des Untersuchungsgebietes. Für die Modellierung der Strömungsgeschwindigkeit der Luft an den Rändern des Untersuchungsgebiets konnten Messwerte aus den Experimenten des „LNG Safety Program Phase II“ verwendet werden. Die TKE und die Dissipationsrate wurden bei den Experimenten nicht gemessen und wurden daher über empirische Ansätze in dieser Arbeit berücksichtigt. Hierzu wurden in der Parameterstudie zwei Ansätze verwendet. Der erste Ansatz wurde 1993 von Richards und Hoxey [169] zur Modellierung von atmosphärischen Grenzschichten (AGS) bei neutralen atmosphärischen Bedingungen entwickelt [161]. Nach dem Ansatz von Pasquill-Gifford werden sieben Kategorien atmosphärischer Bedingungen unterschieden, von denen sich neutrale und die in den berücksichtigten Experimenten gegebenen leicht instabilen Bedingungen sehr ähnlich sind [24]. Im zweiten Ansatz wurden die vordefinierten Einstellungen von ANSYS Fluent 19.1 verwendet. Diese eignen sich nach dem Benutzerhandbuch von ANSYS Fluent wenn keine Messdaten zur Beschreibung der Randbedingung gegeben sind [27].

Methan als Hauptbestandteil von LNG stellt nur unterhalb einer Temperatur von 150 K ein Schwergas gegenüber Luft unter Standardbedingungen dar. Wird Methan erwärmt so sinkt dessen Dichte und es wird zum Neutral- oder Leichtgas gegenüber Luft unter Standardbedingungen. Zum einen könnte durch die Erwärmung die Durchmischung aufgrund des dichtebedingten Auftriebs von Methan in Luft beeinflusst werden und zum anderen zeigte sich in Experimente von König [111], dass die Gemischbildung durch Dichteunterschiede in den sich mischenden Gasen beeinflusst wird. Als auf die Temperatur des LNG-Gases einflussnehmende Parameter wurden in der Parameterstudie, dass in der Luft als Luftfeuchte gespeicherte Wasser sowie der Boden, der bedingt durch den Temperaturunterschied zum kalten sich ausbreitenden LNG-Gas eine Wärmequelle für dieses darstellen kann, berücksichtigt.

In der Umgebungsluft befindet sich Wasser, dessen Menge typischerweise über die absolute oder relative Luftfeuchte quantifiziert wird. Die relative Luftfeuchte stellt den Quotienten aus gespeichertem zu speicherbarem Wasserdampf in Luft dar. Die in der Gasphase speicherbare Wassermenge in der Luft ist temperaturabhängig und sinkt mit sinkender Temperatur. Fällt die Temperatur unterhalb des Taupunktes, bei dem die relative Luftfeuchte 100 % beträgt, so kondensiert das nicht mehr in der Gasphase speicherbare Wasser. Damit einher geht die Freisetzung von latenter Wärme aus dem Phasenwechsel von Wasser, die einer Abkühlung der Luft im Mischprozess mit kälteren Ga-

sen entgegenwirkt. Die Bildung von Kondenswasser stellt einen typischen Aspekt bei der Stoffausbreitung von LNG-Gas dar, der in vielen Experimenten beobachtet wurde [24, 58, 58, 67, 71, 72]. In der Parameterstudie wurde die latente Energie aus dem Phasenwechsel von Wasser über die thermodynamischen Eigenschaften der Komponenten von Luft berücksichtigt. Hierfür wurde ein Ansatz in Anlehnung an EN 1991-1-2 verwendet [10], der den Einfluss von in Beton gespeichertem Wasser bei Änderungen der Temperatur berücksichtigt. In der Parameterstudie wurden Modelle mit und ohne Modellierung der Luftfeuchte berücksichtigt.

Als zweite Wärmequelle für das LNG-Gas wurde in der Parameterstudie der Boden berücksichtigt, dessen Bedeutung von Luketa-Hanlin 2006 [130] und Koopman und Ermak 2007 [116] in Folge der Zusammenfassung von Ergebnissen aus großskaligen Experimenten mit LNG hervorgehoben wurde. Nimmt man an, dass sich kaltes LNG-Gas wie ein Schwergas verhält, so wäre das kälteste LNG-Gas bodennah vorzufinden. Da zudem nach Fouriers Gesetz der Wärmestrom zwischen zwei Medien mit der Temperaturdifferenz ansteigt, könnten sich zwischen Boden und LNG-Gas große Wärmeströme einstellen. So wurden z. B. im Experiment Burro 5, bei dem die Stoffausbreitung von LNG in Folge der Verdampfung auf Wasser untersucht wurde, in Folge des Kontakts von LNG-Gas und dem Boden Wärmestromdichten von bis zu 500 W m^{-2} gemessen [114]. In der in dieser Arbeit durchgeführten Parameterstudie wurden Modelle mit und ohne adiabaten Boden berücksichtigt.

4.2.1 LNG Experimente des „LNG Safety Program Phase II“

Bewertungsgrundlage bei der Parameterstudie stellten Experimente des „LNG Safety Program Phase II“ der American Gas Association (AGA) dar [24]. Hierbei handelt es sich um großskalige Stoffausbreitungsexperimente in Folge der Verdampfung von LNG auf Lehmboden im Freifeld die 1971 und 1972 auf dem Capistroano Test Site der TRW in Kalifornien durchgeführt wurden. Für die Experimente wurde eine Fläche von 200 m Länge und 90 m Breite ohne Gefälle geplant. Ausgangspunkt für die Experimente war eine Kreisfläche, die durch einen Deich begrenzt wurde und zu Beginn eines jeden Experiments innerhalb von bis zu 20 s bis zu einer Höhe von ca. 0,15 m mit LNG gefüllt wurde. Jedes Experiment wurde über einen Zeitraum von 45 Minuten dokumentiert. Insgesamt wurden 28 Experimente durchgeführt, bei denen die Parameter Pooldurchmesser, Deichhöhe und Deichmaterial variiert wurden. Während eines Experiments wurden gleichzeitig an bis zu 36 räumlich verteilten Messpunkten die Methankonzentration und Temperatur gemessen. Die Messpunkte wurden symmetrisch zur Mittelebene

des Testareals in bis zu fünf Höhen zum Boden und in bis zu vier Messebenen die normal zur Mittelebene des Testareals verliefen positioniert. Die Mittelebene war definiert durch den Poolmittelpunkt, der Oberflächennormalen des Testareals und einem Vektor der 260° zum nördlichen Magnetpol der Erde verlief. Letzterer entsprach der typischen Windrichtung im Testgebiet. Eine schematische Darstellung des Testareals zeigt Bild 4.5.

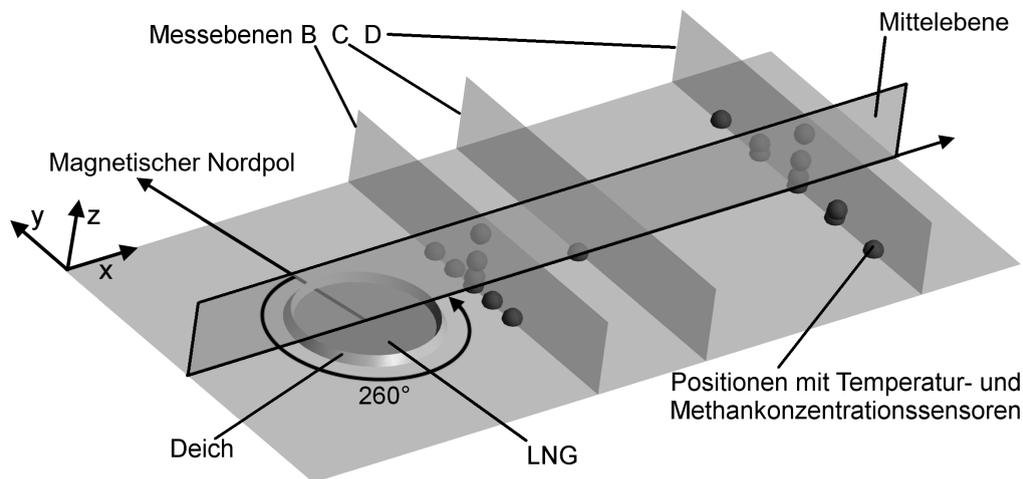


Bild 4.5: Schematische Darstellung des Testareals der Experimente des „LNG Safety Program Phase II“.

Für die Validierung von Stoffausbreitungsmodellen eignen sich die Experimente T40 und T44 mit Pooldurchmessern von 6,1 m und 24,4 m bei einer Deichhöhe von 0,45 m. Beide Experimente zeichneten sich durch leicht instabile atmosphärische Bedingungen nach Pasquill-Gifford und einer Windrichtung die näherungsweise der Spur der Mittelebene des Testareals auf dem Boden entsprach aus. Aus den beiden Experimenten gegebene meteorologische Daten zeigt Tabell 4.3.

Tabelle 4.3: Meteorologische Daten der Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ [24].

Experiment	Datum, Startzeit der Poolfüllung	Luft Temperatur [°C]	Rel. Luftfeuchte [%]	Windgeschwindigkeit [m s^{-1}]	Bewölkungsgrad	Pasquill-Gifford Kategorie
T40	13.07.1972 12:25	22,8	56	$4,7 \pm 1,1$	0/8 - wolkenlos	C
T44	28.12.1972 13:57	14,5	45	$5,3 \pm 2,7$	0/8 - wolkenlos	C

In beiden Versuchen unterlagen die Konzentrationsmessungen über der Zeit Streuungen, deren Verläufe jedoch im Mittel stetig waren. Die Ergebnisse wurden daher auch ohne Wiederholungsversuche, wie sie von Koopman und Ermak [116] sowie Luketa-Hanlin [130] gefordert wurden, als repräsentativ für die Validierung von Modellen für die Stoffausbreitung angenommen.

4.2.2 Methodik

In der Parameterstudie wurde mittels Modellvarianten für das Freifeld (MVF) untersucht welchen Einfluss drei Turbulenzmodelle, zwei Annahmen zur Modellierung von Turbulenzrandbedingungen und Wärmequellen wie Luftfeuchte und ein nicht adiabater Boden auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld haben. Hierfür wurden transiente Berechnungsergebnisse der Methankonzentrationen und Temperaturen mit experimentellen Daten aus dem „LNG Safety Program Phase II“ verglichen. Basis der Parameterstudie stellte das Basismodell (BM) dar. Von diesem wurde angenommen, dass es die experimentellen Ergebnisse am besten vorhersagt, da es alle praxisnahen Aspekte beinhaltet wie sie in Abschnitt 4.2.1 dargestellt wurden. Zusammenfassend wurden in einem Basismodell die Turbulenzrandbedingungen entsprechend denen einer atmosphärischen Grenzschicht (AGS) bei neutralen atmosphärischen Bedingungen sowie Luftfeuchte und ein nicht adiabater Boden berücksichtigt. Das BM wurde mit den drei zu vergleichenden Turbulenzmodellen realizable $k-\epsilon$, SST $k-\omega$ und RSM- ω berechnet.

Um den Einfluss der Modellparameter Turbulenzrandbedingung, Luftfeuchte und Bodentemperatur untersuchen zu können wurden je BM eines Turbulenzmodells drei weitere MVF berechnet in denen jeweils ein Parameter verändert wurde. So wurde:

- der Ansatz zur Modellierung einer AGS durch die ANSYS Fluent-Standard-Turbulenzrandbedingungen ersetzt (FST),
- ein adiabater Boden angenommen (WQB),
- die Luftfeuchte vernachlässigt (WQL).

Unter Anwendung dieser Methodik ergeben sich in der Parameterstudie zwölf MVF je Experiment deren berücksichtigte Parameter Tabelle 4.4 zeigt. Alle MVF wurden für das Experiment T40 berechnet. Für das Experiment T44 wurde zeitbedingt der Berechnungsumfang auf die drei BM zum Vergleich der Turbulenzmodelle reduziert.

Die Bewertung der MVF erfolgte grafisch mittels Diagrammen und statistisch mittels Performance-Indikatoren. Als Grundlage für die Bewertung wurden die im „LNG Safety Program Phase II“ dargestellten Diagramme mit Methankonzentrations- und Temperaturverläufen über der Zeit linear interpoliert [24]. Bei der grafischen Bewertung wurden die Messwerte aus den Experimenten und die mit den Modellen berechneten Werte an drei Messpunkten je Experiment miteinander verglichen. Die hierbei berücksichtigten Koordinaten der Messpunkte im Testareal zeigt Tabelle 4.5. Verglichen wurden die experimentellen Daten mit den:

- BM mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen,
- FST, WQB und WQL und dem dazugehörigen BM für das jeweilige Turbulenzmodell.

Tabelle 4.4: Übersicht zu Modellvarianten für das Freifeld (MVF) die in der Parameterstudie zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld berücksichtigt wurden.

MVF		AGS Turbulenzrandbedingung	Fluent-Standard-Turbulenzrandbedingung	Luftfeuchte	Nicht adiabater Boden
realizable $k-\epsilon$	BM	ja	nein	ja	ja
	FST	nein	ja	ja	ja
	WQB	ja	nein	ja	nein
	WQL	ja	nein	nein	ja
SST $k-\omega$	BM	ja	nein	ja	ja
	FST	nein	ja	ja	ja
	WQB	ja	nein	ja	nein
	WQL	ja	nein	nein	ja
RSM- ω	BM	ja	nein	ja	ja
	FST	nein	ja	ja	ja
	WQB	ja	nein	ja	nein
	WQL	ja	nein	nein	ja

Die statistische Bewertung erfolgte auf Grundlage der von Hanna in [82] vorgestellten Methodik, die für die Bewertung von Gasausbreitungsmodellen entwickelt wurde. Die Methode wurde von Dong et al. [62] für die Bewertung von Modellen der Schwergasausbreitungen in Luft sowie von Sklavounos und Rigas [184], Giannisi et al. [77] und Ikealumba und Ho [93] für die Bewertung von Modellen zur Ausbreitungen von LNG-Gas in Luft angewendet. Unter Anwendung der Methodik von Hannah [82] erfolgte die statistische Bewertung in Anlehnung an das Model Evaluation Protocol (MEP) von Ivings

Tabelle 4.5: Koordinaten von Messpunkten für den grafischen Vergleich von Daten der Methankonzentration und Temperatur über der Zeit aus Experimenten und Modellen für die Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ [24].

T40				T44			
Messpunkt	x [m]	y [m]	z [m]	Messpunkt	x [m]	y [m]	z [m]
B2	6	0	1,5	B2	24	0	3
B6	6	0	0,15	B7	24	0	0,15
D2	24	0	1,5	D3	98	0	3

et al. [97], welches als Richtlinie für die Entwicklung von Stoffausbreitungsmodellen für LNG-Gas erarbeitet wurde. Für die statistische Bewertung fanden die Performance-Indikatoren Systematischer Messfehler SM nach Gleichung 4.17, Geometrisch gemittelter systematischer Messfehler GGS M nach Gleichung 4.18, Normalisierte mittlere quadratische Abweichung $NMQA$ nach Gleichung 4.19, Geometrisch mittlere Streuung GMS nach Gleichung 4.20 sowie Teil der Vorhersagen im Faktor 2 $FAK2$ und Faktor 5 $FAK5$ Bereich von zeitgleichen experimentell und numerisch bestimmten Daten nach Gleichung 4.21 und Gleichung 4.22 Anwendung. In den Gleichungen 4.17 bis 4.22 bezeichnet K_S die berechnete Konzentration von einem Modell, K_E die im Experiment gemessene Konzentration und \bar{K} den Mittelwert über einen Datensatz berechneter oder gemessener Konzentrationen. Ein ideales Modell hat für die Größen GGS M, GMS , $FAK2$ und $FAK5$ einen Wert von 1,0 und für die Größen SM und $NMQA$ einen Wert von 0,0 [82].

$$SM = \frac{2(\bar{K}_E - \bar{K}_S)}{\bar{K}_E + \bar{K}_S} \quad (4.17)$$

$$GGS\text{M} = \exp(\overline{\ln K_E} - \overline{\ln K_S}) \quad (4.18)$$

$$NMQA = \frac{(K_E - K_S)^2}{K_E K_S} \quad (4.19)$$

$$GMS = \exp[\overline{(\ln K_E - \ln K_S)^2}] \quad (4.20)$$

$$FAK2 = \frac{\text{Datenpunkte}}{\text{Datenpunkte im Bereich } 0,5 \leq K_s/K_E \leq 2,0} \quad (4.21)$$

$$FAK5 = \frac{\text{Datenpunkte}}{\text{Datenpunkte im Bereich } 0,2 \leq K_s/K_E \leq 5,0} \quad (4.22)$$

Für die statistische Bewertung wurden linear interpolierte Daten der Methankonzentration aus dem Report des „LNG Safety Program Phase II“ [24] verwendet. Dabei wurde auf Grundlage der Diagramme ein Intervall von 6 s je Messung abgeschätzt und in der statistischen Auswertung berücksichtigt. Die Stoffausbreitung erfolgt in vertikaler und horizontaler Richtung unterschiedlich. Wie in der Veröffentlichung von Dong et al. [62] erfolgte die Bestimmung der Performance-Indikatoren in zwei Schritten. Im ersten Schritt wurden die Performance-Indikatoren für alle Messpunkte einer Höhe bestimmt. Im zweiten Schritt wurde der arithmetische Mittelwert eines Performance-Indikators über die einzelnen Höhen bestimmt. Die statistische Bewertung wurde für den Test T40 in dem Zeitbereich von 200 s bis 1800 s durchgeführt. Unterhalb von 200 s waren die Konzentrationsdaten für Methan im Report [24] ungenügend dokumentiert. Des Weiteren standen ab 1800 s keine Daten für die Modellierung der LNG-Gas-Quelle zur Verfügung. Für die Bewertung wurden Daten der 16 Messpunkte B2, B3, B4, B5, B6, B7, B8, C1, D2, D21, D3, D4, D5, D6, D7 und D8 berücksichtigt.

4.2.3 CFD Modellierung

Das generische Geometriemodell für die Modellierung der Experimente T40 und T44 zeigt Bild 4.6. Die begrenzenden Flächen der Geometriemodelle verliefen parallel oder normal zur Mittelebene des Testareals. Die bei der Modellierung angewendeten Dimensionen für T40 und T44 zeigt Tabelle 4.6 zusammen mit Informationen zur Diskretisierung.

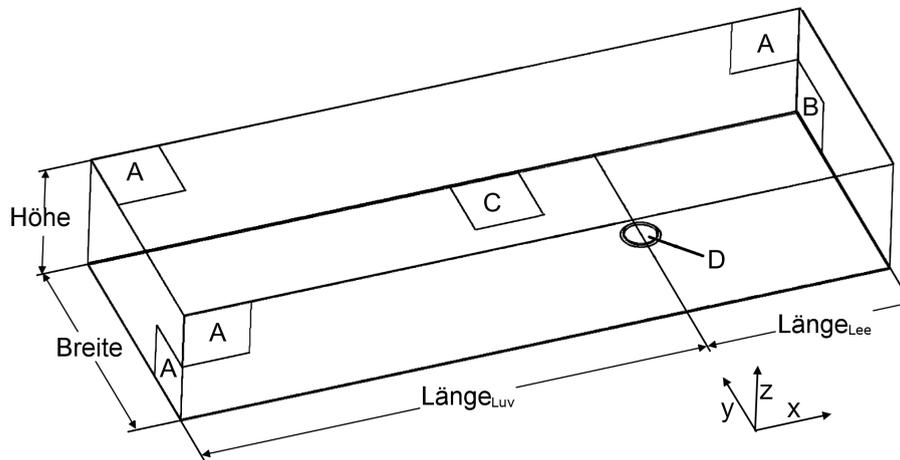


Bild 4.6: Generisches Geometriemodell für die Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“.

Tabelle 4.6: Dimensionen des generischen Modells bei der Modellierung von T40 und T44 des ‚LNG Safety Program Phase II‘ sowie Informationen zur Diskretisierung.

Experiment	Höhe [m]	Breite [m]	Länge _{Luv} [m]	Länge _{Lee} [m]	Elemente	Knoten	Gitterweite [m]	
							kleinste	größte
T40	25	50	100	40	485.000	503.000	0,001	4,5
T44	25	100	120	120	659.000	2.669.000	0,001	16

In Bild 4.6 kennzeichnen A bis D Flächen mit gleichen Randbedingungen die im Folgenden dargestellt sind.

Randbedingung A kennzeichnet Flächen mit „velocity inlet“ für Luft mit Strömungsrichtung normal zur Fläche B. Die Randbedingung beinhaltet Profile für die Windgeschwindigkeit über der Höhe sowie Profile für die Größen der Turbulenz TKE, ϵ oder ω , die im Abschnitt 4.2.3.2 dieser Studie im Detail dargestellt sind. Des Weiteren dient die Randbedingung der Definition der Zusammensetzung und der Temperatur der Luft. Die Lufttemperatur wurde je Experiment entsprechend der in Tabelle 4.3 dargestellten meteorologischen Daten der Experimente definiert. Die in beiden Experimenten gegebenen leicht instabilen atmosphärischen Bedingungen sind gekennzeichnet durch ein

Temperaturgefälle von ca. $0,016 \text{ K m}^{-1}$ [199]. Da das Temperaturgefälle in der Luft über der Höhe im Vergleich zur Temperaturdifferenz zwischen LNG-Gas und Luft sehr klein ist wurde bei der Randbedingung die Lufttemperatur als konstant über der Höhe angenommen.

Randbedingung B kennzeichnet Flächen mit „pressure outlet“. Entgegen „velocity“ Randbedingungen, sind „pressure“ Randbedingungen in ANSYS Fluent 19.1 zu beiden Richtungen offen für Strömungen. In allen MVF wurden am „pressure outlet“ eingehende Strömungen bestehend aus 100 % Luft berücksichtigt.

Randbedingung C beinhaltet den Boden und den Deich. Die initiale Temperatur dieser Randbedingung wurde der Luft gleichgesetzt, welche dem jeweiligen Experiment Tabelle 4.3 entnommen werden kann. Die Rauigkeit des Bodens wurde über die Sand Grain Rauigkeit, mit einer Rauigkeitshöhe von 0,01 m und einer Rauigkeitskonstanten von 0,5 berücksichtigt [26]. Die Eigenschaften zur Modellierung eines nicht adiabaten Bodens sind im Abschnitt 4.2.3.3 dargestellt.

Randbedingung D dient der Modellierung des LNG Pools. Die Fläche stellte zu Beginn eines jeden Experiments Boden dar von dem erst nach dem Befüllen mit LNG ein zeitlich veränderlicher LNG-Gas-Massenstrom ausging. Um diese Verhalten zu berücksichtigen stellt die Fläche in einer stationären Berechnung, deren Ergebnis der Initialisierung der transienten Stoffausbreitungsberechnung dient, eine Wand dar. In den transienten Berechnungen stellt die Randbedingung ein „mass flow inlet“ für 100 % LNG-Gas bei 112 K dar. Die Modellierung des transienten Massenstroms von LNG-Gas ist in Abschnitt 4.2.3.4 dargestellt.

Die Vernetzung des Geometriemodells erfolgte über ein strukturiertes Netz mit Hexaeder-Elementen. Das Netz in der Nähe des LNG-Pools und des Deichs wurde horizontal gegenüber dem Rest des Geometriemodells verfeinert. Vertikal vergrößerte sich die Elementdicke mit steigendem Abstand zum Boden. Die minimale Elementgröße wurde so gewählt, dass sich mindestens zwei Volumenelemente im Modell vertikal zwischen Boden und den bodennahen Messpunkten in den Experimenten befanden. Eine Sensitivitätsstudie wurde mit der doppelten, halben und viertel Gitterweite des in der Untersuchung verwendeten Netzes durchgeführt. Hierbei ergaben sich unter Verwendung des BM SST $k-\omega$ Turbulenzmodells nur unter Verwendung der doppelten Gitterweite größere Abweichungen in der Vorhersage der Methankonzentrationen im Vergleich zu den drei kleineren Gitterweiten. Die gewählte Größe der Gitterweite wurde somit als ausreichend für die Untersuchung angenommen. Eine Detailansicht des in der Untersuchung für T40 verwendeten Netzes in der Mittelebene des Untersuchungsgebietes zeigt Bild 4.7.

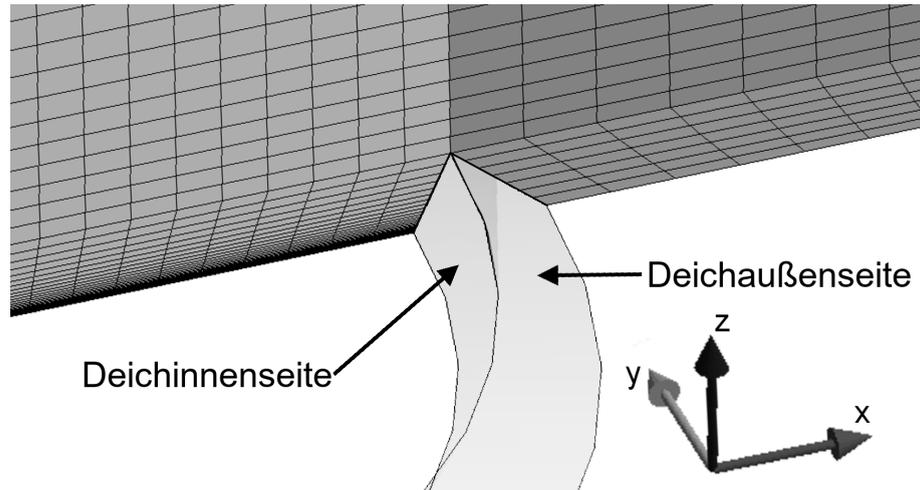


Bild 4.7: Detaildarstellung des Gitters zur Modellierung von T40 des „LNG Safety Program Phase II“ in der Mittelebene.

4.2.3.1 Turbulenzmodelle

In der Parameterstudie wurden drei Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS) Turbulenzmodelle berücksichtigt. Hierbei stellen das realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodell von Shih et al. [182] und das SST $k-\omega$ Modell von Menter [142] Zweigleichungsmodelle dar. Beide Modelle sind weit verbreitet und haben einen geringeren Rechenaufwand gegenüber dem RSM- ω Turbulenzmodell, das auf dem Modell von Launder [123] zur Bestimmung der Reynoldsspannungen und dem Modell von Wilcox [208] zur Bestimmung der spezifischen Dissipationsrate aufbaut und auf sechs Gleichungen basiert. Details zu den Modellen können dem ANSYS Fluent Theory Guide entnommen werden [26].

Die Grundeinstellungen der Turbulenzmodelle wurden in der Untersuchung nur für das realizable $k-\epsilon$ Modell angepasst. Hierbei wurden wie vom ANSYS Fluent Theory Guide empfohlen die Modelloptionen „buoyancy“ und „scalabel wall functions“ in den Modellen berücksichtigt [26].

4.2.3.2 Atmosphärische Strömung

Für die Modellierung der Windgeschwindigkeit in der AGS wurde der logarithmische Ansatz nach Gleichung 4.23 verwendet [69, 134, 169].

$$v = \frac{v_*}{\kappa} \cdot \ln \left(\frac{z + z_0}{z_0} \right) \quad (4.23)$$

In Gleichung 4.23 stellt v die Geschwindigkeit in m s^{-1} in der Höhe z in m, v_* die Schubspannungsgeschwindigkeit, κ die Karman-Konstante mit dem Wert 0,42 und z_0 die Rauigkeitshöhe die für den geglätteten Lehm Boden mit 0,01 m angenommen wurde,

dar [69]. Zur Modellierung der Windgeschwindigkeit wurden die in den Experimenten in 1,52 m Höhe ermittelten Windgeschwindigkeiten berücksichtigt die in Tabelle 4.3 dargestellt sind. Der logarithmische Ansatz wurde zur Beschreibung von Windprofilen in der bodennahen Grenzschicht unter neutralen atmosphärischen Bedingungen entwickelt und gilt damit in dem unmittelbar an die Erdoberfläche anschließenden Teil der Atmosphäre bis ca. 100 m Höhe. Von den sieben definierten Pasquill-Gifford Kategorien sind sich neutrale und leicht instabile atmosphärische Bedingungen wie sie in den Experimenten gegeben waren sehr ähnlich, sodass der Ansatz als repräsentativ für diese Parameterstudie angenommen wurde [24, 161].

Zur Definition der Turbulenzgrößen TKE k sowie der Dissipationsrate ϵ und der spezifischen Dissipationsrate ω am „velocity inlet“ wurden in der Parameterstudie zwei Ansätze verwendet. Der erste Ansatz wurde 1993 von Richards und Hoxey [169] zur Beschreibung von Randbedingungen in neutralen Strömungen entwickelt. Nach dem Ansatz ist die TKE k über die Höhe konstant und ergibt sich mittels Gleichung 4.24 auf Grundlage der Konstanten C_μ mit dem Wert 0,09 [169] und der Schubspannungsgeschwindigkeit v_* welche mittels Gleichung 4.23 bestimmt werden kann.

$$k = \frac{v_*^2}{C_\mu^{0,5}} \quad (4.24)$$

Die Dissipationsrate ϵ ist nach dem Ansatz von Richards und Hoxey [169] abhängig von der Höhe und ergibt sich mittels Gleichung 4.25 aus der Karman-Konstanten κ mit dem Wert 0,42, der Höhe über dem Boden z , der Rauigkeitshöhe z_0 welche für den glatten Lehm Boden mit 0,01 m angenommen wurde sowie der Schubspannungsgeschwindigkeit v_* welche mittels Gleichung 4.23 ermittelt werden kann.

$$\epsilon = \frac{v_*^3}{\kappa(z + z_0)} \quad (4.25)$$

Um den auf der Dissipationsrate ϵ fundierenden Ansatz von Richards und Hoxey [169] auf Turbulenzmodelle anwenden zu können die auf der spezifische Dissipationsrate ω fundieren wurde eine Transferfunktion angewendet. Zur Bestimmung dieser wurden allgemeine Ansätze aus [27] zur Dimensionierung der Dissipationsrate $\epsilon_{allgemein}$ mittels Gleichung 4.26 und der spezifischen Dissipationsrate $\omega_{allgemein}$ mittels Gleichung 4.27 genutzt.

$$\epsilon_{allgemein} = \frac{k^{3/2}}{l} \quad (4.26)$$

$$\omega_{allgemein} = \frac{k^{1/2}}{C_\mu l} \quad (4.27)$$

Da entsprechend dem Ansatz von Richards und Hoxey [169] die TKE k nach Gleichung 4.24 eine Konstante darstellt und die turbulente Längenskala l für dasselbe betrachtete System entsprechend gleich ist ergibt sich unter Berücksichtigung von Gleichung 4.26 und 4.27 ein konstantes Verhältnis zwischen der Dissipationsrate ϵ und der spezifischen Dissipationsrate ω . Diese Beziehung wurde in Gleichung 4.28 ausgenutzt um die spezifische Dissipationsrate ω auf Grundlage des Ansatz von Richards und Hoxey [169] zur Bestimmung der Dissipationsrate ϵ nach Gleichung 4.25 zu bestimmen.

$$\omega = \frac{v_*^3}{\kappa \cdot k \cdot C_\mu (z + z_0)} \quad (4.28)$$

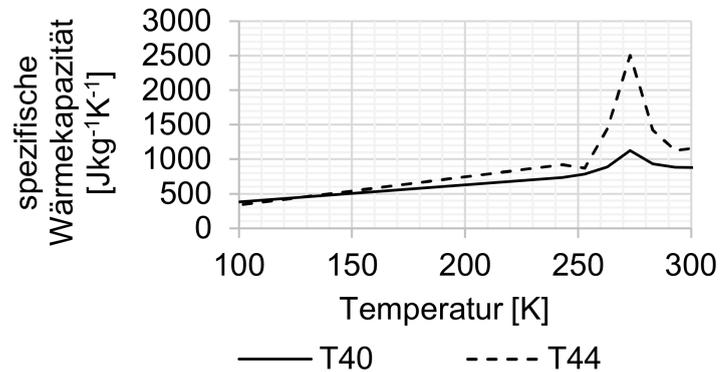
Als zweiter Ansatz zur Bestimmung der Turbulenzgrößen der TKE, der Dissipationsrate sowie der spezifischen Dissipationsrate wurden die ANSYS Fluent-Standard-Turbulenzrandbedingung verwendet, die z. B. auch bei der Berechnung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Folge der Verdampfung auf Wasser in der Veröffentlichung von Zhang et al. [214] angewendet wurde. Details zu dem zweiten Ansatz können dem ANSYS Fluent User's Guide entnommen werden [27]. Des Weiteren wurde für den zweiten Ansatz, wie vom ANSYS Users Guide empfohlen, eine Turbulenzintensität von 10 % berücksichtigt.

4.2.3.3 Der Boden als Wärmequelle

Ein weiterer Parameter in der Arbeit stellte die Betrachtung des Bodens dar, der als adiabatisch sowie nicht adiabatisch in den Modellvarianten berücksichtigt wurde. Zur Modellierung eines nicht adiabatischen Bodens wurde die Shell-Methode in ANSYS Fluent 19.1 verwendet. Hierbei wird je Oberflächenelement eine vom Benutzer spezifizierte Menge virtueller Elemente (Shells) generiert, über die der Wärmestrom nach dem Wärmeleitungsgesetz von Fourier normal zur Oberfläche bestimmt wird. Bei der Modellierung wurde der Boden über sechs Shell-Layer diskretisiert. Die minimale Dicke der Shell-Layer wurde mit 0,0013 m definiert. Die Dicke der Shell-Layer stieg mit dem Abstand zur Oberfläche um den Faktor von 1,35 je Layer an. Die thermale Eigenschaften vom Boden sind abhängig vom Material des Bodens und ihrem Feuchtegehalt [24]. Die Materialeigenschaften des Bodens für spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und Dichte wurden für einige Experimente im Report des „LNG Safety Program Phase II“ dokumentiert. Die thermale Materialdaten die bei der Modellierung von T40 und T44 berücksichtigt wurden zeigt Tabelle 4.7.

Tabelle 4.7: Thermale Materialdaten zur Modellierung des Bodens der Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“.

Test	T40	T44
Bodenfeuchte [Mass.-%]	4,2	12
Dichte [kg m ⁻³]	1604	1891
Wärmeleit- fähigkeit [W m ⁻¹ K ⁻¹]	0,45	1,18



4.2.3.4 Der Pool als transiente Quelle für LNG-Gas

Im „LNG Safety Program Phase II“ wurde neben der Stoffausbreitung von LNG-Gas der Verdampfungsmassenstrom vom Pool untersucht. Hierzu wurde in mehreren Experimenten die Poolhöhe über der Zeit an mehreren Messpunkten im Pool gemessen. Aus diesen Daten lässt sich der Verdampfungsmassenstrom mittels der Materialdaten von LNG bestimmen. Obwohl die Experimente unter verschiedenen Umgebungsbedingungen von Bodentemperatur und -Feuchte durchgeführt wurden zeigten Analysen, dass die Messdaten stärker zwischen den Messpunkten innerhalb eines Experiments als beim Vergleich verschiedener Experimente schwankten [24]. Als Grundlage für die Modellierung des Verdampfungsmassenstroms wurde die Gleichung 4.29 entwickelt die den Verlauf der Poolhöhenabnahme h_{pool} über der Zeit t in s im Mittel beschreibt. Bild 4.8a zeigt die Poolhöhenabnahme über der Zeit, bezogen auf die Poolhöhe zwei Minuten nach Beginn des Experiments, für das Modell gegenüber gemessenen Daten von T40 und T44.

$$h_{Pool} = 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot \left(\frac{t - 30 \text{ s}}{\text{s}} \right)^{0,443} \quad (4.29)$$

$$v_{Pool} = 1,55 \cdot 10^{-3} \text{ m s}^{-1} \cdot \left(\frac{t - 30 \text{ s}}{\text{s}} \right)^{-0,557} \quad (4.30)$$

$$\dot{m}_V = A \cdot v_{Pool} \cdot \rho_{Sf} \quad (4.31)$$

Aus der Ableitung von Gleichung 4.29 resultiert Gleichung 4.30 mit der sich die Geschwindigkeit v_{Pool} der Poolhöhenabnahme über der Zeit t berechnen lässt. Mittels Gleichung 4.30, der Poolfläche A und der Dichte ρ_{Sf} von LNG im Pool ergibt sich der Verdampfungsmassenstrom des Pools \dot{m}_V über der Zeit t nach Gleichung 4.31. Bei der Modellierung der Experimente wurden Poolflächen von 29,2 m² für T40 und 467,6 m² für T44 berücksichtigt. Für die Modellierung beider Experimente wurde LNG bestehend

aus 100 % Methan angenommen, welches eine Dichte von $422,7 \text{ kg m}^{-3}$ aufwies (siehe Anlage A).

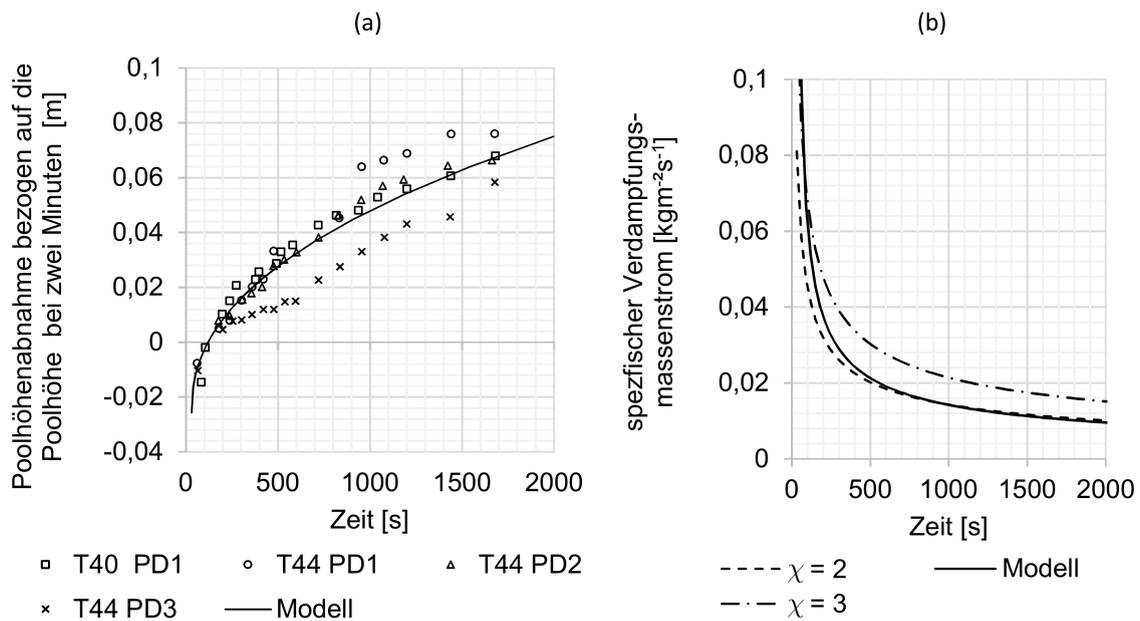


Bild 4.8: Ergebnisse eines Modells zur Bestimmung der Poolverdampfung von T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ über der Zeit im Vergleich zu: (a) experimentellen Daten zur Poolhöhenabnahme über der Zeit und (b) einem empirischen Modell zur Bestimmung des Verdampfungsmassenstroms, unter Berücksichtigung von zwei Korrekturwerten χ .

Einen Vergleich der sich ergebenden spezifischen Verdampfungsmassenströme ermittelt auf Grundlage von Gleichung 4.31 und dem in Abschnitt 2.2.1 dargestellten empirischen Modell zeigt Bild 4.8b. Für das empirische Modell wurde eine Wärmeleitfähigkeit von $0,815 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, eine Dichte von 1750 kg m^{-3} und eine spezifische Wärmekapazität von $1000 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ berücksichtigt. Des Weiteren wurden für das empirische Modell die Korrekturwerte χ von 2 und 3 berücksichtigt. Aus dem in Bild 4.8b dargestellten Vergleich geht hervor, dass das empirische Modell mit einem Korrekturwert χ von 3 den anfänglichen Verdampfungsmassenstrom entsprechend dem für T40 und T44 entwickelten Modell gut abbildet, später den Verdampfungsmassenstrom jedoch stark überschätzt. Anders verhält sich dagegen das empirische Modell mit einem Korrekturwert χ von 2. Dieses unterschätzt den Verdampfungsmassenstrom zu Beginn des Experiments und entspricht zu späteren Zeitpunkten nahezu dem Verdampfungsmassenstrom des zur Modellierung von T40 und T44 verwendeten Modells. Das berücksichtigte Modell entspricht somit dem empirischen Modell bei dem sich der Korrekturwert χ über der Zeit ändert. Dieses Verhalten über der Zeit entspricht der Praxis, da die Poolverdampfung in den Experimenten auf lockerem, versickerungsfähigem, aber auch nassem Untergrund stattfand [64, 156].

Da unter Berücksichtigung von Gleichung 4.31 der Verdampfungsmassenstrom zu Beginn einer transienten Berechnung gegen unendlich strebt wurde bei den Modellen, entsprechend der experimentellen Untersuchungen von Moorhouse und Carpenter [149], der maximale Verdampfungsmassenstrom auf $0,5 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ begrenzt.

4.2.3.5 Modellierung von Luft und LNG-Gas

Die sich mischenden Gase wurden mittels des Speziestransportmodells von ANSYS Fluent modelliert. In dem Speziestransportmodell stellt jede Gaskomponente eine separate Spezies dar für die jeweils die Erhaltungsgleichung unter Berücksichtigung von Diffusion und Konvektion gelöst wird. Luft wurde bei der Modellierung als Gemisch aus 21 Vol.-% Sauerstoff und 79 Vol.-% Stickstoff berücksichtigt. Die Zusammensetzung von LNG betrug im Experiment T40 96,4 Vol.-% Methan, 3,1 Vol.-% Ethan und 0,5 Vol.-% Propan [24]. Bei der Modellierung wurde LNG als eine Spezies bestehend aus 100 Vol.-% Methan berücksichtigt, welches wie in Abschnitt 3 dargestellt dem praktischen Anwendungsfall entspricht. Bei der Spezies-Modellierung wurde das ideale Gasgesetz berücksichtigt. Die Materialdaten der einzelnen Spezies für die spezifische Wärmekapazität c , die Wärmeleitfähigkeit λ und die dynamische Viskosität η zeigt Tabelle 4.8 für die Temperaturen 112 K und 310 K. Materialdaten innerhalb des Temperaturbereichs wurden mittels linearer Interpolation bestimmt.

Tabelle 4.8: Temperaturabhängig berücksichtigte Materialdaten für Sauerstoff, Stickstoff und LNG-Gas bei der Modellierung der Experimente T40 und T44 des „LNG Safety Program Phase II“ [75].

Temperatur [K]	Sauerstoff			Stickstoff			LNG-Gas		
	c [$\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$]	λ [$\frac{\text{W}}{\text{mK}}$]	η [$\frac{\text{kg}}{\text{ms}}$]	c [$\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$]	λ [$\frac{\text{W}}{\text{mK}}$]	η [$\frac{\text{kg}}{\text{ms}}$]	c [$\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$]	λ [$\frac{\text{W}}{\text{mK}}$]	η [$\frac{\text{kg}}{\text{ms}}$]
310	922	0,025	$2,2 \cdot 10^{-5}$	1038	0,024	$1,9 \cdot 10^{-5}$	2300	0,033	$1,2 \cdot 10^{-5}$
112	922	0,010	$9,0 \cdot 10^{-6}$	1038	0,010	$8,1 \cdot 10^{-6}$	1900	0,013	$4,7 \cdot 10^{-6}$

Um den Mischprozess von LNG-Gas und Luft wie in Abschnitt 4.2.3 dargestellt am „mass flow inlet“ modellieren zu können wurden die Einstellungen „Inlet Diffusion“ und „Diffusion Energy Source“ des Speziestransportmodells ausgeschaltet.

4.2.3.6 Die Luftfeuchte als Wärmequelle

Den meteorologischen Daten der Experimente T40 und T44 kann anhand der relativen Luftfeuchte von $<100\%$ entnommen werden, dass die Luft nicht mit Wasserdampf gesättigt war, sodass angenommen wurde, dass die Luftfeuchte der spezifischen in Luft

gespeicherten Menge Wasser entspricht. Luftfeuchte stellt Wasser in der Gasphase dar, dessen Wechsel in die Flüssigphase mit der Freisetzung latenter Energie verbunden ist. Flüssiges Wasser in Luft welches aus der Luftfeuchte resultiert wird als Wassernebel für das menschliche Auge sichtbar und wird von der Luftströmung transportiert [24, 57, 67, 86, 174]. Wassernebel fällt nur sehr langsam aus Luft aus [86], sodass in der Arbeit der Prozess des Ausfallens von flüssigem Wasser vernachlässigt und die spezifische in Luft gespeicherte Menge Wasser als konstant angenommen wurde. Des Weiteren wurde angenommen, dass das Wasser gleichmäßig verteilt über die Komponenten Sauerstoff und Stickstoff von Luft vorliegt. Basierend auf diesen Annahmen wurde das Wasser nicht als separate Phase modelliert, sondern in den thermodynamischen Eigenschaften einer jeden Komponente von Luft mittels Systemeigenschaften berücksichtigt.

Die Speicherfähigkeit von Luft für Wasser in der Gasphase ist temperaturabhängig und sinkt mit sinkender Temperatur. Der Phasenwechsel von Wasser aus der Gas- in die Flüssigphase erfolgt wenn die Luft mit Wasser in der Gasphase gesättigt ist (relative Luftfeuchte beträgt 100 %) und die Lufttemperatur sinkt. Die Speicherfähigkeit von Wasser in Luft ergibt sich aus dem Gesetz für ideale Gase, der Tetens Gleichung zur Bestimmung des Sättigungsdampfdrucks von Wasser sowie der molaren Masse von Wasser mittels Gleichung 4.32 [148].

$$m_{Sat} = 0,61078 Pa \frac{V_{Luft} M}{R_m T} \exp\left(17,269388 \frac{T - 273,15 \text{ K}}{T - 35,86 \text{ K}}\right) \quad (4.32)$$

In Gleichung 4.32 stellt m_{Sat} die Speicherfähigkeit von Wasser in der Gasphase in kg, V_{Luft} das betrachtete Luftvolumen in m^3 , M die molare Masse von Wasser mit $18,02 \text{ g mol}^{-1}$, R_m die allgemeine Gaskonstante mit $8,32 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$ und T die Temperatur in K dar.

Aus der Ableitung von Gleichung 4.32 nach der Temperatur, ergibt sich die temperaturabhängige Phasenwechselrate von Wasser aus der Gasphase in die Flüssigphase $m'_{TP}(T, V_{Luft})$ in kg K^{-1} in dem berücksichtigten Luftvolumen V_{Luft} . Nach diesem Ansatz ergibt sich eine stetige Freisetzung latenter Energie in Folge einer stetigen Temperaturminderung und andererseits eine stetige Aufnahme latenter Energie in Folge einer stetigen Temperaturerhöhung der Luft. Beide Richtungen des Phasenwechsels können somit bezogen auf das betrachtete Luftvolumen V_{Luft} als Wärmekapazität $C_{WP}(T, V_{Luft})$ einer jeden Spezies von Luft nach Gleichung 4.33 betrachtet werden. Gleichung 4.33 berücksichtigt die spezifische Verdampfungsenthalpie von Wasser ΔH , die mit $2,46 \text{ MJ kg}^{-1}$ angenommen wurde sowie den Massenanteil w einer jeden Spezies im betrachteten Volumen V_{Luft} .

$$C_{WP}(T, V_{Luft}, w) = m'_{TP}(T, V_{Luft}) w \Delta H \quad (4.33)$$

Die spezifische Wärmekapazität $c_{WP}(T)$ zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser bezogen auf eine Spezies von Luft ergibt sich mittels Gleichung 4.34 auf Grundlage der mittels Gleichung 4.33 bestimmten Wärmekapazität $C_{WP}(T, V_{Luft})$ und der Masse der jeweiligen Spezies im betrachteten Volumen V_{Luft} . Letztere ergibt sich aus der Dichte der Umgebungsluft $\rho_{Luft\ amb}$, dem Massenanteil einer Spezies w bezogen auf das betrachtete Volumen V_{Luft} und dem betrachteten Volumen V_{Luft} .

$$c_{WP}(T) = \frac{C_{WP}(T, V_{Luft})}{\rho_{Luft\ amb} w V_{Luft}} \quad (4.34)$$

Aus der Analyse der Gleichungen 4.33 und 4.34 resultiert, dass die spezifische Wärmekapazität zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser in Luft über eine Spezies unabhängig von dessen Massenanteil w im betrachteten Volumen V_{Luft} von Luft ist.

Bei der Modellierung wurde für Experiment T40 eine Dichte der Umgebungsluft $\rho_{Luft\ amb}$ von $1,18\text{ kg m}^{-3}$ und von $1,25\text{ kg m}^{-3}$ für T44 berücksichtigt. Außerdem wurde das hier dargestellte Modell nur für einen Temperaturbereich berücksichtigt. Hierbei wurde die untere Temperaturgrenze mit -50 °C definiert bei der die Speicherfähigkeit von Luft für Wasserdampf vernachlässigbar klein angenommen wurde. Als obere Temperaturgrenze wurde der Taupunkt im jeweiligen Experiment gewählt der sich durch eine relative Luftfeuchte von 100 % definiert. Außerhalb des berücksichtigten Temperaturbereichs betrug die spezifische Wärmekapazität zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser in Luft $0\text{ J kg}^{-1}\text{ K}^{-1}$.

Da die spezifische Wärmekapazität $c_{WP}(T)$ zur Berücksichtigung des Phasenwechsels von Wasser deutlich größer der Wärmekapazität von Wasser in der Flüssig- oder Gasphase in Folge einer Temperaturänderung ist, wurde die Modellierung Letzterer in der Arbeit vernachlässigt. Die spezifische Wärmekapazität für ein System aus einer Spezies und in Luft gebundenem Wasser $c_{System\ i}(T)$ wurde mittels Gleichung 4.35 bestimmt. Dabei stellte c_i die spezifische Wärmekapazität einer Spezies i von Luft dar (Sauerstoff oder Stickstoff).

$$c_{System\ i}(T) = c_i(T) + c_{WP}(T) \quad (4.35)$$

Spezifische Wärmekapazitäten für Systeme einer Spezies von Luft und von in Luft gebundenem Wasser, die sich für die Experimente T40 und T44 auf Grundlage des vorgestellten Ansatzes ergeben, zeigt im Vergleich zu spezifischen Wärmekapazitäten der jeweiligen Spezies Sauerstoff und Stickstoff in Luft Bild 4.9. Die dargestellten spezifischen Wärmekapazitäten wurden in CFD-Modellen mittels Lookup-Tabellen berücksichtigt.

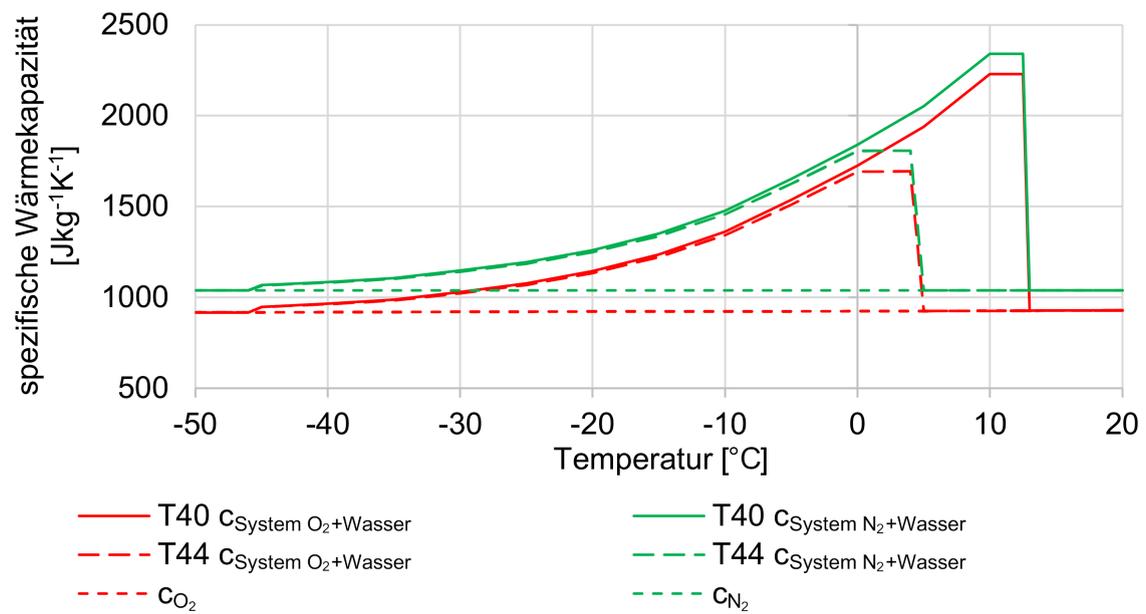


Bild 4.9: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazitäten der Spezies von Luft sowie Systemen einer Spezies von Luft und in Luft gebundenem Wasser.

4.2.3.7 Löser und Berechnungsablauf

Jede Berechnung basierte auf einer stationären Berechnung des Strömungsfeldes der Luft ohne Freisetzung von LNG-Gas und einer sich anschließenden transienten Berechnung mit Freisetzung von LNG-Gas über einen Zeitraum von 45 Minuten. Die Löseereinstellungen der transienten Rechnung zeigt Tabelle 4.9. Die Rechnungen wurden auf einem HPC-Cluster mit 32 Prozessoren Intel Xeon E7-4820 v4 mit 2 GHz Taktrate durchgeführt.

Tabelle 4.9: Parameter des ANSYS Fluent 19.1 Löser für die transienten Stoffausbreitungsberechnungen von Experimenten des „LNG Safety Program Phase II“.

Löser	Präzision	Double
	Typ	Pressure-Based
	Gravitation	9,81 m s ⁻² in Richtung -z
	Zeitschrittweite	0,5 s
	Max. Iterationen je Zeitschritt	60
	Residuen	1·10 ⁻⁶ (lokal)
Löser Methoden	Druck - Geschwindigkeitskopplung	Coupled
	Druck	Zweite Ordnung
	Impuls	Zweite Ordnung
	Turbulente kinetische Energie	Zweite Ordnung
	Dissipationsrate bzw. spezifische Dissipationsrate	Zweite Ordnung
	Spezies	Zweite Ordnung
	Energie	Zweite Ordnung
	Transiente Formulierung	Zweite Ordnung Implizit
Löser Einstellungen (modifiziert zum ANSYS Fluent Standard)	Courant Zahl	10
	Unter Relaxations Faktor Methan	0,9
	Unter Relaxations Faktor Sauerstoff	0,9
	Unter Relaxations Faktor Energy	0,95

4.2.4 Ergebnisse und Diskussion

Entsprechend der in Abschnitt 4.2.2 dargestellten Methodik wurden zwölf MVF für Experiment T40 und drei MVF für Experiment T44 des „LNG Safety Program Phase II“ über 45 Minuten gerechnet. Die Kurvenverläufe von mittels der Modelle berechneten Methankonzentrationen und Temperaturen über der Zeit verglichen mit den in Experiment T40 gemessenen Größen zeigen Bild 4.10 bis Bild 4.12 für die untersuchten MVF, jeweils bezogen auf eines der Turbulenzmodelle realizable k- ϵ , SST k- ω und RSM- ω .

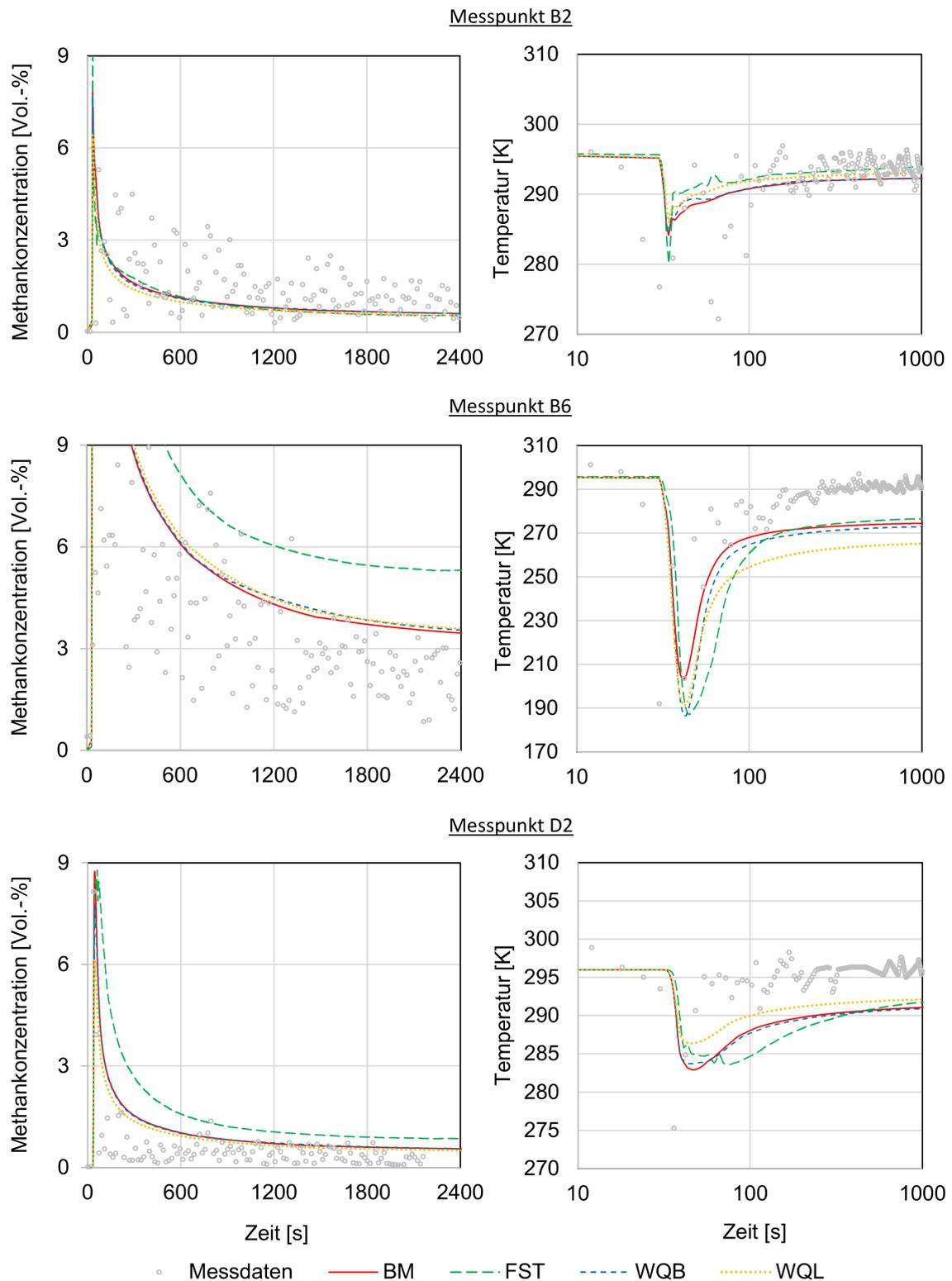


Bild 4.10: Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodells in drei Messpunkten.

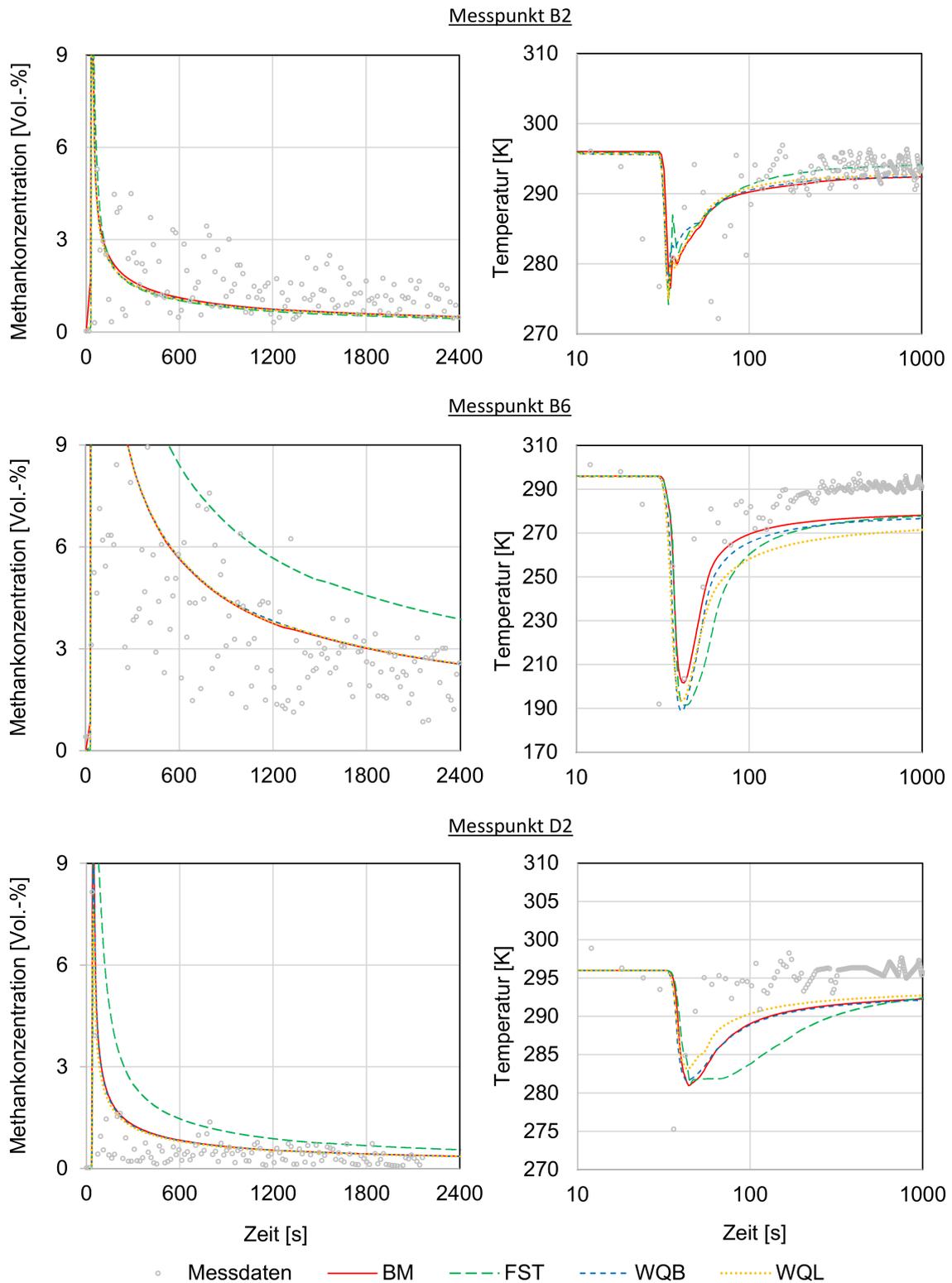


Bild 4.11: Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des SST $k-\omega$ Turbulenzmodells in drei Messpunkten.

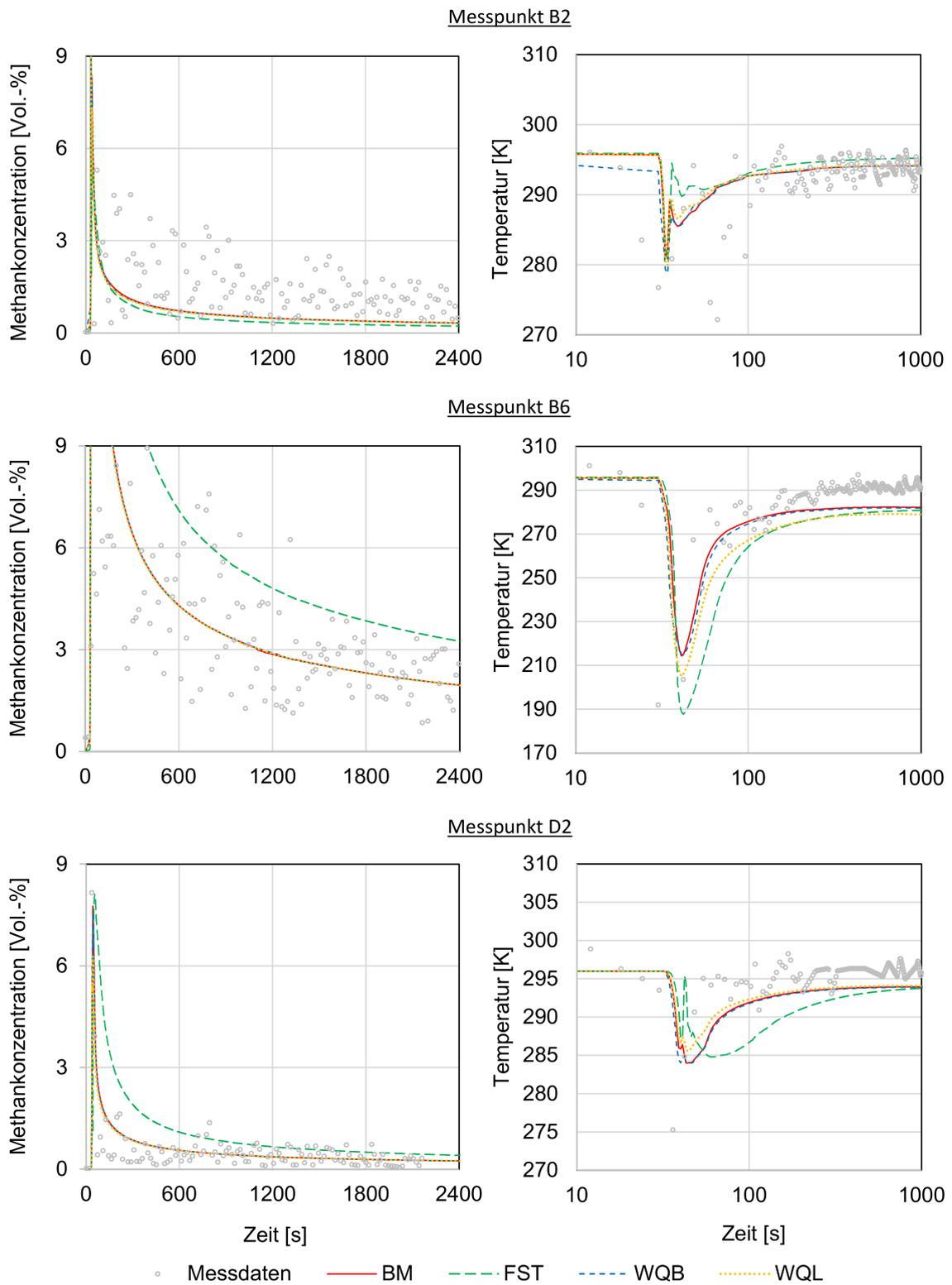


Bild 4.12: Vergleich berechneter und gemessener [24] Methankonzentration und Temperatur des Experiments T40 über der Zeit unter Berücksichtigung des RSM- ω Turbulenzmodells in drei Messpunkten.

Aus dem Vergleich der Ergebnisse der MVF mit BM, FST, WQB und WQL eines jeden Turbulenzmodells geht hervor, dass in den Verläufen der Methankonzentrationen über der Zeit jeweils die FST-MVF zur BM-MVF auffällig abwich. Die Kurvenverläufe der MVF mit WQB, WQL und BM waren annähernd identisch. Diese Beobachtungen werden gestützt durch die statistische Auswertung, deren Ergebnisse für alle Höhenlagen die Tabellen B.1 bis B.3 in Anlage B zeigen und deren Durchschnittswerte über drei Höhen in Tabelle 4.10 zusammengefasst dargestellt sind. In der statistischen Auswertung wurden 16 Messpunkte in drei Höhenlagen und in verschiedenen Abständen zum Pool berücksichtigt. Die quantitative Güte einer MVF kann wie in der Arbeit von Dong et al. [62] mit den Performance-Indikatoren $FAK2$ und $FAK5$ bewertet werden. Bei allen Turbulenzmodellen waren die Werte für $FAK2$ und $FAK5$ in den FST-MVF geringer als in den MVF mit BM, WQB oder WQL. Im Durchschnitt betrug der $FAK2$ der FST-MVF 0,32 und der der BM-MVF 0,56. Dies entspricht einer Minderung der quantitativen Güte der Vorhersagen um 24 % im Faktor 2 Bereich zu den gemessenen Daten im Experiment hervorgerufen durch die Wahl der Turbulenzrandbedingung. Ein geringerer Einfluss ergab sich für den $FAK5$, für den die FST-MVF im Vergleich zu den BM-MVF durchschnittlich 10 % geringere quantitative Güten aufwiesen. Im Vergleich der $FAK2$ - und $FAK5$ - Werte der MVF mit BM, WQB und WQL stellten sich je Turbulenzmodell Unterschiede von maximal 1 % ein.

Tabelle 4.10: Vergleich von statistisch ermittelten Performance-Indikatoren von zwölf Modellvarianten für das Freifeld (MVF) des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“, gemittelt über drei Höhen.

MVF		Durch. SM	Durch. $GGSM$	Durch. GMS	Durch. $NMQA$	Durch. $FAK2$	Durch. $FAK5$
realizable $k-\epsilon$	BM	-0,11	1,14	28,74	0,67	0,5	0,82
	FST	-0,42	0,88	83,05	1,17	0,3	0,74
	WQB	-0,12	1,11	28,02	0,67	0,49	0,82
	WQL	-0,1	1,14	27,45	0,71	0,48	0,83
SST $k-\omega$	BM	-0,02	1,27	24,4	0,64	0,55	0,86
	FST	-0,42	0,83	27,89	1,26	0,3	0,75
	WQB	-0,02	1,27	23,74	0,65	0,55	0,86
	WQL	-0,01	1,27	22,69	0,64	0,55	0,87
RSM- ω	BM	0,33	1,67	17,4	0,85	0,62	0,88
	FST	-0,17	1,09	19,57	1,35	0,37	0,75
	WQB	0,33	1,67	17,13	0,86	0,62	0,88
	WQL	0,33	1,66	15,61	0,86	0,63	0,88

Bei der Betrachtung der TKE innerhalb des Untersuchungsgebiets zeigte sich, dass sich die Wahl der Turbulenzrandbedingung maßgeblich auf diese auswirkte. Dies zeigt beispielhaft Bild 4.13 in dem die TKE in der Mittelebene des Testareals 400 s nach Beginn der Berechnung der BM-MVF (Bild 4.13a) und FST-MVF (Bild 4.13b) jeweils berechnet mit dem RSM- ω Turbulenzmodell im Vergleich dargestellt sind. In der BM-MVF stieg die TKE mit der Höhe an und betrug durchschnittlich ca. $0,6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$ in der Nähe des Deichs auf der dem Wind zugewandten Seite. Die größten TKE-Werte betrugen ca. $1,6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$ und waren auf der Wind abgewandten Seite des Deichs vorzufinden. Dagegen betrug die TKE bei der FST-MVF in der Nähe des Deichs auf der dem Wind zugewandten Seite näherungsweise $0 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$. Wie beim BM-MVF entwickelten sich die größten TKE-Werte auf der Wind abgewandten Seite des Pools. Dabei wurden bei der FST-MVF Maximalwerte von ca. $0,6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$ erreicht. Bei der FST-MVF zeigten sich große TKE-Werte an den Rändern des Untersuchungsgebiets mit „velocity inlet“-Randbedingung, welche jedoch jeweils in der Nähe von einem „velocity inlet“ innerhalb des Untersuchungsgebiets fast vollständig dissipiert wurde. Dagegen blieb die an den Rändern definierte TKE in der BM-MVF innerhalb des Untersuchungsgebiets fast erhalten. Es wird angenommen, dass bei den FST-MVF sich das LNG-Gas aufgrund der niedrigeren TKE im Untersuchungsgebiet gegenüber den anderen untersuchten MVF langsamer mit der Luft mischte. Hieraus könnte sich bei der FST-MVF einerseits die höchste Methankonzentration gegenüber den anderen untersuchten MVF im bodennahen Messpunkt B6 erklären lassen sowie auch die höchsten Methankonzentrationen in größeren Distanzen und Höhenlagen zum Pool wie z. B. dem Messpunkt D2. Dieses Verhalten zeigte sich bei allen untersuchten Turbulenzmodellen. Unabhängig von der Turbulenz die dem Untersuchungsgebiet durch die Randbedingungen auferlegt oder am Deich produziert wurde produziert auch der Boden des Untersuchungsgebietes TKE. Um dies in den MVF zu berücksichtigen, wurde auf der dem Wind zugewandten Seite des Pools eine Einlaufstrecke von ca. 100 m berücksichtigt. In Bild 4.13b wird ersichtlich, dass sich eine TKE von ca. $0,1 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$ in der FST-MVF am Boden bildete, die bis zu einer Höhe von 1 m über dem Boden in der Nähe des Pools reichte.

Im Vergleich zu den Kurven der Methankonzentration über der Zeit variierten die Temperaturkurven aller MVF bezüglich eines Turbulenzmodells zueinander. Dabei waren sich die Temperaturkurven von MVF mit gleicher Turbulenzrandbedingung ähnlicher als von MVF mit unterschiedlicher Turbulenzrandbedingung. Die größten Unterschiede des Temperaturverlaufs ergaben sich zwischen den MVF eines Turbulenzmodells im Messpunkt D2. Die niedrigste Temperatur im Experiment T40 wurde im Messpunkt B6 gemessen, in dem auch von jeder MVF die niedrigste Temperatur dokumentiert wurde.

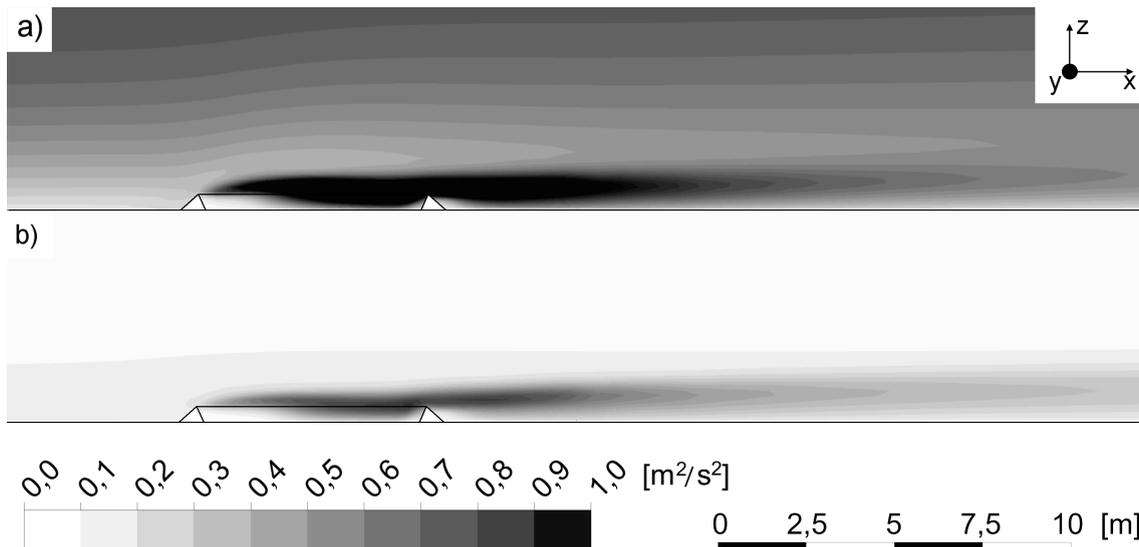


Bild 4.13: Berechnete TKE 400 s nach Beginn der Befüllung des Deichareals mit LNG in der Mittelebene des Testareals unter Berücksichtigung des RSM- ω Turbulenzmodell für die Modellvarianten für das Freifeld (MVF) a) BM (AGS Turbulenzrandbedingung) und b) FST (ANSYS Fluent-Standard Turbulenzrandbedingung).

Messpunkt B6 befand sich auf der dem Wind abgewandten Seite des Deiches in 3 m Abstand zu diesem und war in einer Höhe von 0,15 m über dem Boden positioniert. Beim Vergleich der MVF mit BM, WQB und WQL, die zur Analyse der Auswirkung von Wärmequellen auf die Stoffausbreitung berechnet wurden, zeigte sich, dass jede vernachlässigte Wärmequelle gegenüber dem BM zur Senkung der Temperatur über der Zeit im Messpunkt B6 führte. Neben den MVF zur Berücksichtigung verschiedener Wärmequellen, zeigten sich aber auch zwischen den BM der verschiedenen Turbulenzmodelle deutliche Temperaturunterschiede über der Zeit. So lagen z. B. im Messpunkt B6 die von den BM berechneten Temperaturen 1000 s nach Start des Experimentes zwischen 10 K bis 20 K unter den Temperaturen die im Experiment T40 gemessenen wurden.

Bei dem Vergleich der MVF mit BM, FST, WQB und WQL eines Turbulenzmodells zeigte sich, dass eine größere Einflussnahme auf die Vorhersage der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld durch die Wahl der Turbulenzrandbedingung an den Rändern des Untersuchungsgebietes bestand als durch die berücksichtigten Wärmequellen. Außerdem zeigte der auf jeweils ein Turbulenzmodell bezogene Vergleich, dass je Turbulenzmodell das BM die besten Vorhersagen traf. Die BM-MVF der in der Parameterstudie berücksichtigten Turbulenzmodelle wurde daher mit einander verglichen um den Einfluss des Turbulenzmodells auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld darzustellen. Hierzu zeigt Bild 4.14 einen Vergleich der mit den MVF BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω berechneten Kurven der Methankonzentration und Temperatur über der Zeit an drei Messpunkten von Experiment T40.

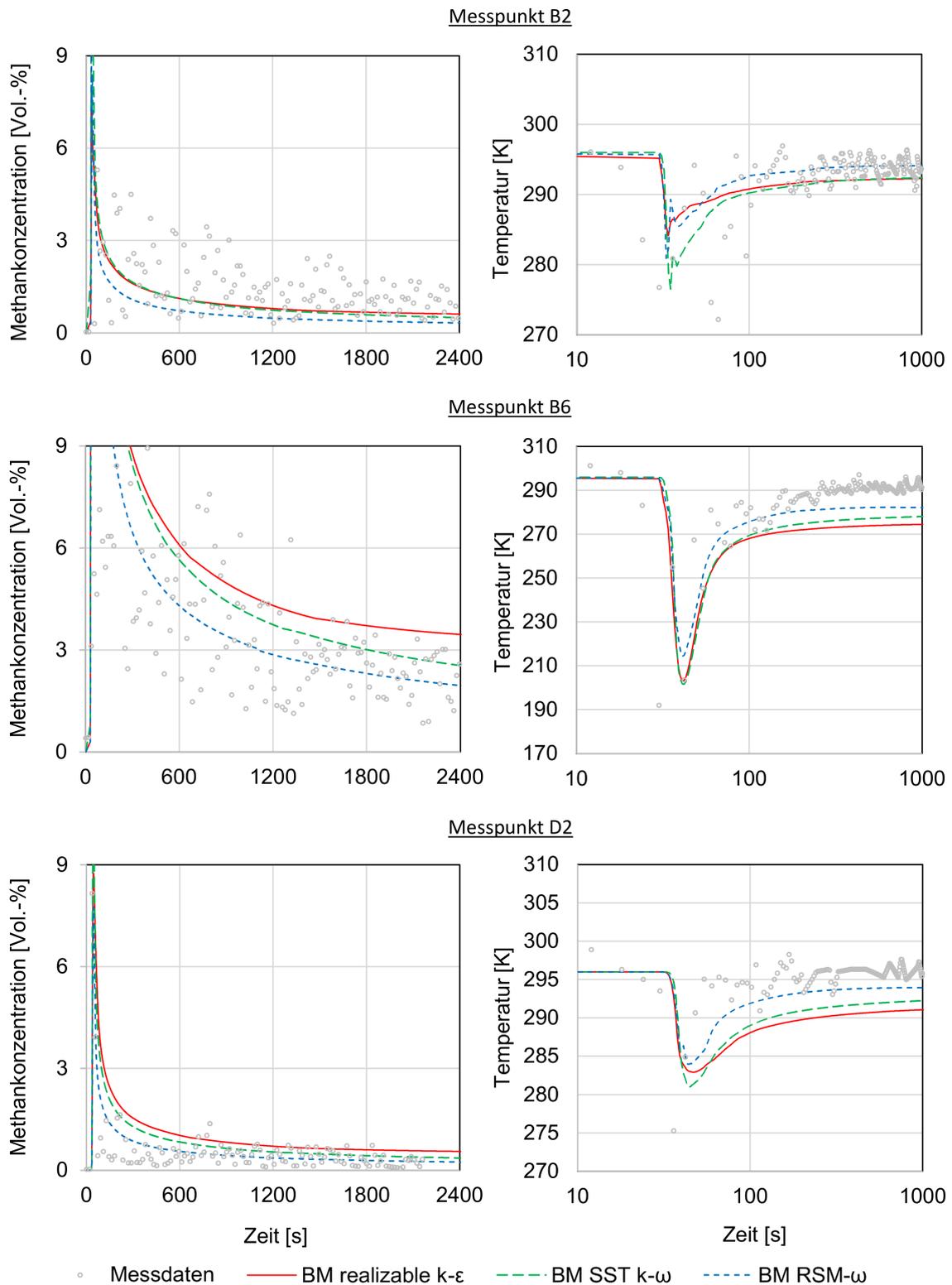


Bild 4.14: Vergleich von mit den Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω berechneten Kurven der Methankonzentration und Temperatur gegenüber Messwerten [24] des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“ über der Zeit.

Aus dem in Bild 4.14 dargestellten Vergleich von experimentellen und berechneten Daten sowie dem Vergleich von statistisch ermittelten Performance-Indikatoren in Tabelle 4.10 geht hervor, dass für das Experiment T40 von den berücksichtigten BM-MVF mit der MVF BM RSM- ω die besten Vorhersagen erzielt werden konnten. Dabei wies dieses Modell einen $FAK2$ Wert von 0,63 auf, gefolgt von der MVF BM SST $k-\omega$ mit einem $FAK2$ von 0,56 und der MVF BM realizable $k-\epsilon$ mit einem $FAK2$ von 0,5. Daraus resultiert aus der Wahl des Turbulenzmodells in diesem Vergleich eine Differenz des $FAK2$ -Wertes von 13 %, gegenüber einem idealen Modell mit einem $FAK2$ -Wert von 1,0. Ein geringerer Einfluss ergab sich dagegen für den $FAK5$ -Wert der zwischen den BM-MVF eine maximale Differenz von 6 % gegenüber einem idealen Modell aufwies und dessen beste quantitative Güte von der MVF BM RSM- ω erzielt wurde. Der Einfluss des Turbulenzmodells war damit kleiner als der Einfluss der berücksichtigten Turbulenzrandbedingungen an den Rändern des Untersuchungsgebietes. Die Wahl des Turbulenzmodells beeinflusste in mehreren Punkten die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft, welche in einzelnen Aspekten im Folgenden dargelegt sind.

Mit dem Turbulenzmodell wird die Produktion und Dissipation von TKE im Untersuchungsgebiet berechnet, welches auch Einfluss auf die Geschwindigkeit der Strömung hat. Einen Vergleich des als Randbedingung vorgegebenen Geschwindigkeitsprofils gegenüber berechneten Geschwindigkeitsprofilen der MVF mit BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω zeigt Bild 4.15 für drei Positionen des Untersuchungsgebiets von T40 in der Mittelebene des Testareals. Aus Bild 4.15 geht hervor, dass sich am „velocity inlet“ des Untersuchungsgebiets die Geschwindigkeitsprofile am stärksten ähneln. Dies war ähnlich am „pressure outlet“ des Untersuchungsgebiets mit Ausnahme des Geschwindigkeitsprofils der MVF BM RSM- ω , welches eine höhere Geschwindigkeit gegenüber den anderen MVF in Bodennähe aufwies. In der Nähe des Pools zeigen alle Geschwindigkeitsprofile aus den MVF Abweichungen zum Geschwindigkeitsprofil der Randbedingung. In diesem Bereich des Untersuchungsgebiets wird das Strömungsfeld durch den Deich als Hindernis beeinflusst. Im Vergleich aller in Bild 4.15 dargestellten Geschwindigkeitsprofile weisen die Geschwindigkeitsprofile der MVF BM RSM- ω die größten Abweichungen zu den anderen Geschwindigkeitsprofilen auf. Diese Abweichungen sind gekennzeichnet durch eine erhöhte Geschwindigkeit in der Nähe des Bodens, welche in den transienten Berechnungen zu einer erhöhten Dispersion von LNG-Gas in Luft und somit zu geringeren Methankonzentrationen in Bodennähe gegenüber den MVF mit BM realizable $k-\epsilon$ und BM SST $k-\omega$ geführt haben könnte.

Die MVF BM realizable $k-\epsilon$ führte von den untersuchten BM-MVF zu den Ergebnissen mit den größten Abweichungen in der Berechnung der Methankonzentrationen und der

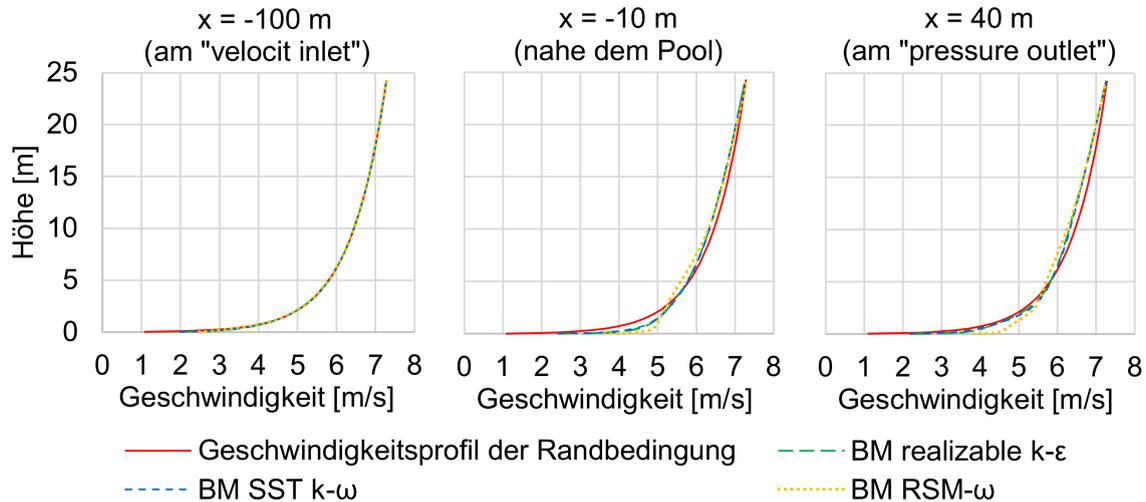


Bild 4.15: Vergleich des als Randbedingung definierten Geschwindigkeitsprofils über die Höhe gegenüber Geschwindigkeitsprofilen aus stationären Berechnungen der Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω an drei Positionen in der Mittelebene des Untersuchungsgebiets, definiert zum Mittelpunkt des Pools ($x = 0$).

Temperaturen gegenüber den experimentellen Daten. Weiterführende Analysen haben gezeigt, dass das Modell zu Kontinuitätsfehlern bei der Berechnung der Spezies führte, welches die Überschätzung der freigesetzten Methan-Gas-Masse im Untersuchungsgebiet zur Folge hatte. Als Grund für die Kontinuitätsfehler unter Berücksichtigung des realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodells konnte das „mass flow inlet“ identifiziert werden über das das LNG-Gas freigesetzt wurde. Bei allen Modellen wurde für die Spezies Methan der am „mass flow inlet“ eingehende $\dot{m}_{Rand\ Pool}$ und der am „pressure outlet“ ausgehende $\dot{m}_{pres\ out}$ Massenstrom sowie die sich im Untersuchungsgebiet befindende Methan-Masse $m_{Umgebung}$ über der Zeit t dokumentiert. Eine Berechnung des Massenstroms von Methan am „mass flow inlet“ $\dot{m}_{ber\ Pool}$ über der Zeit t ist auch mittels Gleichung 4.36 auf Grundlage der Änderung der Methan-Masse im Untersuchungsgebiet und dessen Massenstrom am „pressure outlet“ möglich. In Gleichung 4.36 wird neben den zuvor dargestellten Größen die Zeitschrittweite Δt einer transienten Berechnung berücksichtigt.

$$\dot{m}_{ber\ Pool}(t) = \frac{(m_{Umgebung}(t-1) - m_{Umgebung}(t))}{\Delta t} - \dot{m}_{pres\ out}(t) \quad (4.36)$$

Idealerweise entspricht der aus den Modellergebnissen berechnete ($\dot{m}_{ber\ Pool}(t)$), dem als Randbedingung definierten ($\dot{m}_{Rand\ Pool}(t)$) Massenstrom von Methan, sodass dessen Quotient in jedem Zeitschritt den Wert 1 aufweist. Einen Vergleich der für die MVF mit BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω des Experiments T40 bestimmten Quotienten sowie den als Randbedingung berücksichtigten spezifischen Massenstrom von Methan zeigt Bild 4.16 über der Zeit. Ein Quotient von 1 ergab sich näherungsweise in

den transienten Berechnungen der MVF mit BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω . Der Quotient stieg dagegen in der Berechnung der MVF BM realizable $k-\epsilon$ mit voranschreitender Zeit stetig an. Innerhalb des betrachteten Zeitbereichs wurde so der in das Untersuchungsgebiet eingehende Methan-Gas-Massenstrom im Maximum 50 % größer berechnet gegenüber dem als Randbedingung definierten Massenstrom. Der Kontinuitätsfehler der Spezies bei der MVF BM realizable $k-\epsilon$ nahm mit sinkendem Massenstrom am „mass flow inlet“ zu. Für Methan-Gas-Massenströme von mehr als $0,1 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ stellten sich auch bei der MVF BM realizable $k-\epsilon$ Quotienten von ca. 1 ein, welches nach Bild 4.16 in einer Zeitspanne von ca. 60 s gegeben war. Da sich in dieser Arbeit der Kontinuitätsfehler nur in Verbindung mit dem realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodell zeigte wird dessen Verwendung zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas nicht empfohlen.

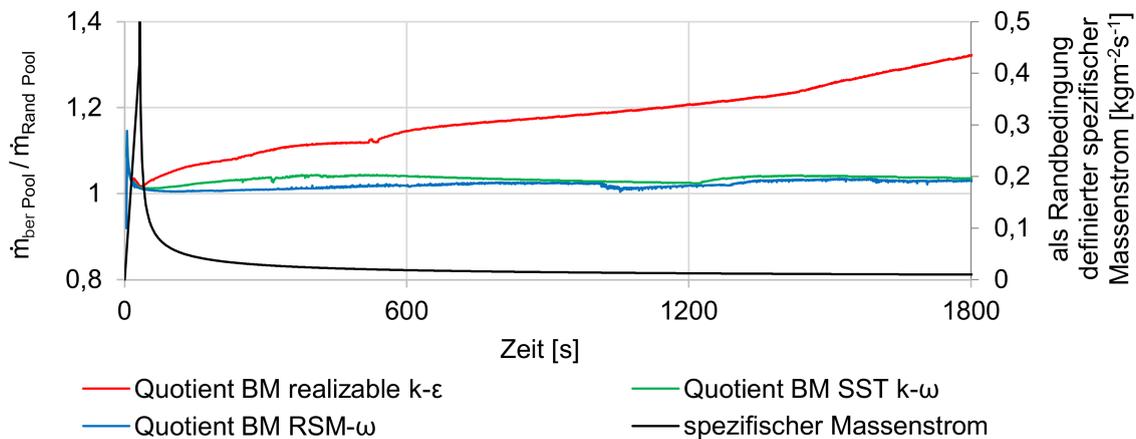


Bild 4.16: Quotienten aus berechnetem ($\dot{m}_{ber Pool}$) und als Randbedingung vorgegebenem ($\dot{m}_{Rand Pool}$) Massenstrom von Methan-Gas der Modellvarianten für das Freifeld BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω und der als Randbedingung definierte eingehende spezifische Massenstrom von Methan-Gas.

Die Analyse der mit den MVF BM realizable $k-\epsilon$, BM SST $k-\omega$ und BM RSM- ω für das Experiment T44 erzielten Ergebnisse führte zu den gleichen Schlussfolgerungen wie sie aus den Analysen zum Experiment T40 gezogen wurden. Dabei wies Experiment T44 gegenüber T40 einen ca. 16-fach größeren in das Untersuchungsgebiet eingehenden LNG-Gas-Massenstrom auf. Ergebnisse der zu T44 untersuchten MVF zeigt Bild 4.17. Wie bei den MVF für T40 konnten die besten Vorhersagen für Experiment T44 mit der MVF BM RSM- ω erzielt werden. An zweiter Stelle folgte das MVF BM SST $k-\omega$, welches sich durch eine ca. 10-fach höhere Rechenleistung und eine höhere Stabilität gegenüber der MVF BM RSM- ω auszeichnete. An dritter Stelle folgte die MVF BM realizable $k-\epsilon$, welche äquivalent zur Berechnung von Experiment T40 Kontinuitätsfehler aufwies.

Messergebnisse aus Stoffausbreitungsexperimenten, wie sie beispielsweise die Bilder 4.14 und 4.17 zeigen, weisen typischerweise große zeitliche Schwankungen auf, weshalb Wiederholungs- oder Langzeitversuche unabdingbar sind um das Stoffausbreitungsverhalten eines Gases verstehen und hierfür Modelle entwickeln zu können [116, 130]. Die Experimente des „LNG Safety Program Phase II“ stellen Langzeitversuche dar. Die grafischen Vergleiche zwischen experimentellen und berechneten Daten haben gezeigt, dass mit einigen untersuchten MVF im Mittel sehr gute Vorhersagen für die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft erzielt werden konnten. Dagegen zeigte sich bei der statistischen Auswertung wie z. B. mit dem *FAK2* größere Abweichungen die den Anschein erwecken lassen, dass die quantitative Güte einer MVF nicht ausreichend sei. Hierzu muss berücksichtigt werden, dass ein ideales Modell mit einem *FAK2* von 1 auch zufallsbedingte Schwankungen aus der Umwelt mit berücksichtigen müsste, welches oftmals nur unter unverhältnismäßig großem Mehraufwand möglich ist.

Alle untersuchten Modelle unterschätzten die Temperatur des sich transient bildenden LNG-Gas/Luft-Gemisches. Mögliche Gründe hierfür könnten die Überschätzung der Methankonzentration oder die Vernachlässigung der Sonne als Wärmequelle sein. Die Experimente T40 und T44 erfolgten zur Mittagszeit bei wolkenlosem Himmel. Dadurch wurde das Untersuchungsgebiet normal zum Boden mit einer von der Sonne ausgehenden Wärmestromdichte von ca. 1000 W m^{-2} (AM1,5 Standard) belastet. Die Wärmestrahlung der Sonne könnte die Stoffausbreitung auf mehreren Wegen beeinflussen. Erstens führt sie zu Beginn der Versuche zur Erhöhung der Bodentemperatur. Dies hätte zur Folge, dass in den Versuchen die Wärmeströme zwischen Boden und LNG-Gas/Luft-Gemisch größer gewesen sein könnten als sie in den Modellen, in denen die Boden- und Lufttemperatur gleich angenommen wurde, berücksichtigt wurden. Des Weiteren hat dieser Effekt einen erhöhten Auftrieb und eine erhöhte Turbulenz in der bodennahen Luft zu Beginn eines Experiments zur Folge [69]. Diese könnte die in den Versuchen gegebenen höheren Methankonzentrationen gegenüber den Berechnungsergebnissen erklären, welche insbesondere in den höher gelegenen Messpunkten gegeben waren. Zweitens könnte die Sonne direkt zur Erwärmung des LNG-Gas/Luft-Gemisches beitragen. Methan als Hauptkomponente von LNG sowie das in Luft gebundene Wasser stellen Treibhausgase dar, die Wärmestrahlung in einem breiten Spektrum absorbieren und sich demnach durch die Wärmestrahlung der Sonne erwärmen könnten [154].

Zusammenfassend zeigte sich in der Parameterstudie unter Berücksichtigung von zwei Experimenten, dass die BM-MVF unter Berücksichtigung der Turbulenzmodelle RSM- ω und SST k - ω gute Vorhersagen für die Stoffausbreitung von Methan-Gas erbrachten und somit zur Analyse ähnlicher Szenarien sowie Risikoanalysen genutzt werden kön-

nen. Wie die Gegenüberstellung von experimentell und numerisch bestimmten Daten in dieser Studie zeigte sind die Modelle sehr gut in der Lage zeitlich gemittelte Konzentrationsverläufe vorherzusagen. Für die Durchführung von Risikoanalysen oder um z. B. Sicherheitsabstände zu bestimmen genügen Mittelwerte nicht, da ein in der numerischen Modellierung im Mittel nicht mehr explosionsfähiges Gemisch in der Praxis aus explosionsfähigen und nicht explosionsfähigen Volumen bestehen kann, von denen somit weiterhin eine Gefährdung ausgeht. Für die Bestimmung von Sicherheitsabständen ist es daher üblich den halben Wert der unteren Explosionsgrenze eines Gases als Bewertungskriterium zu berücksichtigen [19]. Dieser entspricht einer Konzentration von 2,2 Vol.-% für LNG-Gas aus 100 Vol.-% Methan.

Auf Grundlage der in dieser Arbeit validierten MVF BM RSM- ω wurde die Stoffausbreitung im Experiment T40 analysiert. Wie in Abschnitt 4.2.3.4 dargestellt verläuft die Freisetzung von LNG-Gas in das Untersuchungsgebiet über der Zeit entsprechend einer exponentiellen Kurve mit negativen Exponenten. Daraus folgt, dass der Massenstrom sowie dessen Ableitung zu Beginn der Berechnung ihr Maximum aufwiesen. Mit voranschreitender Zeit streben beide Funktionen gegen null, sodass die größten Änderungen in der Stoffausbreitung von LNG-Gas in den ersten Minuten der Berechnung angenommen und für diesen Zeitraum analysiert wurden. Bild 4.18 zeigt in der Mittelebene des Testareals die LNG-Gas-Konzentration sowie die Temperatur für fünf Zeitpunkte zwischen 40 s und 270 s nach Beginn eines Experiments. Des Weiteren zeigt Bild 4.18 das mit einer LNG-Gas-Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% das als explosionsfähig angenommene Volumen in der Draufsicht zum Boden.

In dem berechneten Zeitraum wies das LNG-Gas/Luft-Gemisch außerhalb des vom Deich eingeschlossenen Volumens zu keinem Zeitpunkt eine Temperatur von unter 150 K auf, sodass das LNG-Gas selbst außerhalb des Deichareals zu keinem Zeitpunkt ein Schwergas darstellte. Das Deichareal beeinflusste die Stoffausbreitung des in Folge der Freisetzung kalten und hoch konzentrierten LNG-Gases stark. Dabei stellte der Deich eine geometrische Grenze für die Schwergasausbreitung des LNG-Gases dar. Außerdem erhöhte sich die Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz durch die Deichgeometrie in der Nähe des Deichs und somit auch des Pools gegenüber dem umliegenden Freifeld, wodurch die Durchmischung von LNG-Gas und Luft gefördert wurde. Die Methankonzentration für drei Messpunkte in 0,45 m Höhe, innerhalb des Deichareals zeigt Bild 4.19 über der Zeit.

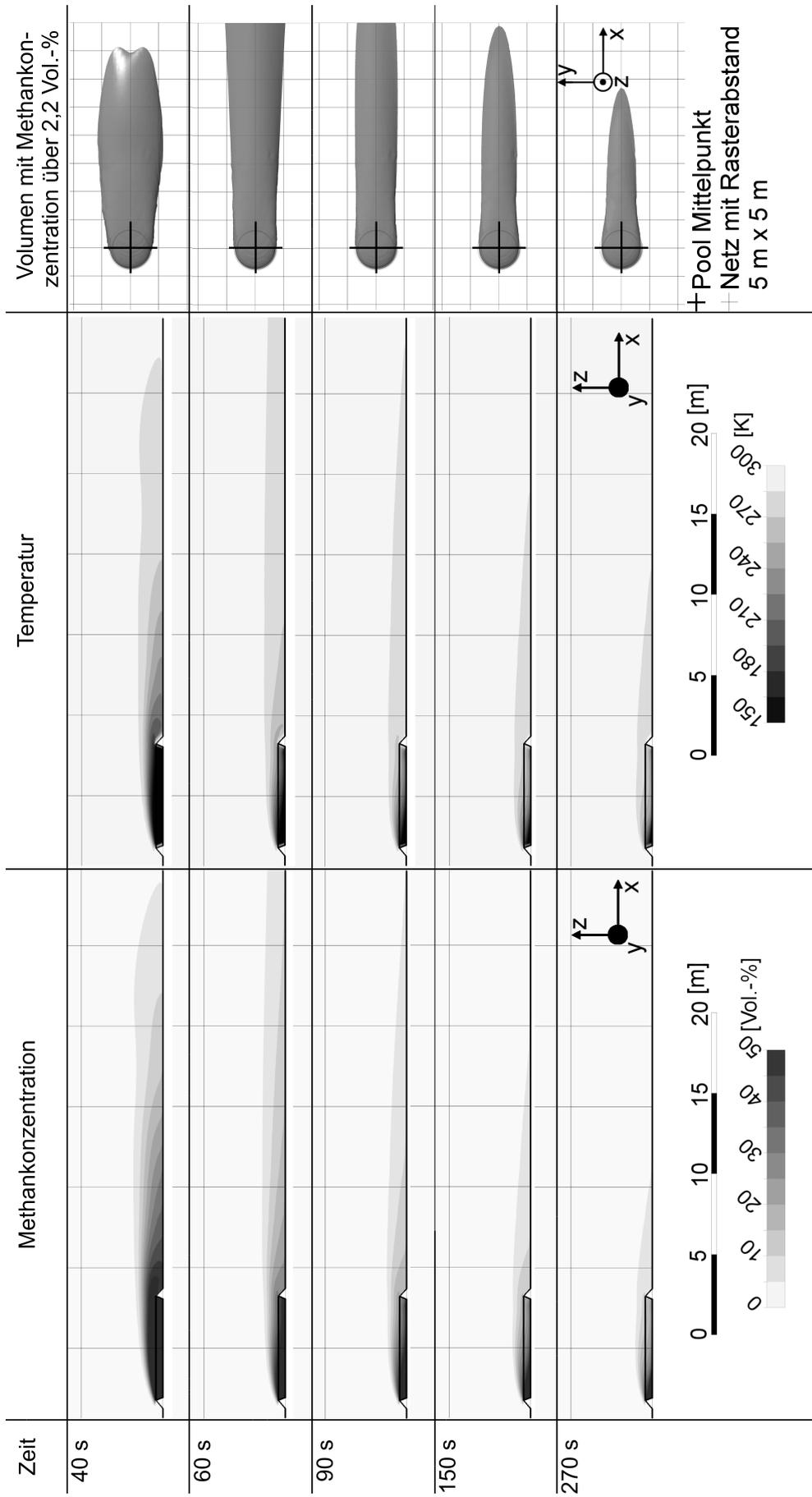


Bild 4.18: Stoffausbreitung von LNG-Gas berechnet mit der Modellvariante für das Freifeld BM RSM- ω und dargestellt über fünf Zeitpunkte zwischen 40 s und 270 s nach Beginn der Stoffausbreitung für das Experiment T40. Dargestellt sind die Konzentrationsverteilung von LNG-Gas in der Mittelebene des Testareals und das Volumen im Untersuchungsgebiet mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in der Draufsicht zum Boden.

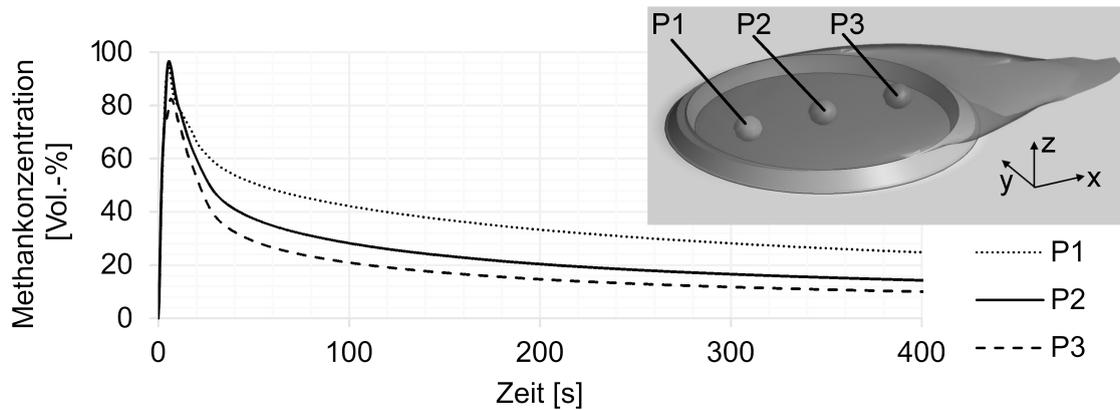


Bild 4.19: Methankonzentration über der Zeit an drei Messpunkten in 0,45 m über dem Boden im Deichareal des Experiments T40.

In Folge der Durchmischung des LNG-Gases mit der wärmeren Luft erwärmte sich das initial kalte LNG-Gas, sodass dessen Dichte abnahm. Die Komponenten von Luft verhielten sich dem entgegengesetzt. Diese kühlten sich ab, wodurch sich ihre Dichten erhöhten. Zusammen stellte das Methan/Luft-Gemisch im Freifeld ein Schwergas gegenüber der umliegenden Luft dar und breitete sich wie für Schwergase typisch bodennah aus. Der hohe Grad der Verdünnung von LNG-Gas außerhalb des Deichareals könnte auch ein Grund dafür sein weshalb sich kein großer Unterschied zwischen Berechnungsergebnissen von MVF mit und ohne adiabatisch betrachteten Boden zeigte. Beim Kontakt des Gemisches mit dem Boden war dieses bereits stark erwärmt, sodass auch die Wärmeströme zwischen Boden und Fluid kleiner als angenommen waren. Dass aber in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas auf Land große Wärmeströme zwischen Boden und Fluid entstehen können wurde in Experimenten des Projekts Burro gezeigt [114], in denen die Stoffausbreitung in Folge der Verdampfung von LNG auf Wasser in einer Senke untersucht wurde. So wurden beispielsweise im Experiment Burro 5 Wärmestromdichten im Boden von bis zu 500 W m^{-2} gemessen.

4.2.5 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt der Arbeit wurde eine Parameterstudie zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld nach dessen Verdampfung auf Lehmboden dargestellt. Dabei wurden zwei Experimenten des „LNG Safety Program Phase II“ und bis zu 12 MVF je Experiment in der Parameterstudie berücksichtigt.

Zwischen den untersuchten MVF variierten die Ergebnisse für die Stoffausbreitung am stärksten mit dem verwendeten Ansatz zur Modellierung der Größen der Turbulenz an den Rändern des Untersuchungsgebiets. Dabei wiesen die MVF die den ANSYS Fluent

Standard Ansatz (FST) berücksichtigten größere Abweichungen zu den experimentellen Daten auf als die MVF die zur Beschreibung der Größen der Turbulenz einen Ansatz zur Beschreibung der AGS berücksichtigten (MVF mit BM, WQL und WQB). Letztere MVF trafen für den Performance-Indikator $FAK2$ im Durchschnitt 24 % bessere Vorhersagen bezüglich eines idealen Modells als die FST-MVF. Als wesentlicher Unterschied zwischen den Berechnungsergebnissen der untersuchten Modelle wurde die TKE identifiziert, die in den FST-MVF über das gesamte Untersuchungsgebiet kleiner war als in den MVF mit BM, WQL oder WQB. Der berücksichtigte Ansatz zur Beschreibung der AGS wurde für neutrale atmosphärische Bedingungen entwickelt wie sie annähernd auch in den berücksichtigten Experimenten vorlagen.

Den zweitgrößten Einfluss auf die Vorhersagen der Stoffausbreitung hatte das Turbulenzmodell. Dabei wurden die besten Vorhersagen mit dem RSM- ω Turbulenzmodell erzielt, gefolgt vom SST k - ω und dem realizable k - ϵ Turbulenzmodell. In der Parameterstudie war der Einfluss des Turbulenzmodells jedoch kleiner als der Einfluss der Größen der Turbulenz an den Rändern des Untersuchungsgebiets. Es ergab sich im Vergleich des Performance-Indikators $FAK2$ der BM-MVF mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen eine Spannweite von 13 % gegenüber einem idealen Modell. In den MVF die das realizable k - ϵ Turbulenzmodell berücksichtigten entstanden Kontinuitätsfehler in den Spezies. Diese ließen sich auf das „mass flow inlet“ zurückführen mit dem die Freisetzung von LNG-Gas in das Untersuchungsgebiet modelliert wurde. Durch die Kontinuitätsfehler wurde der eingehende Massenstrom um bis zu 50 % überschätzt. Dabei stiegen diese mit abnehmendem dem Untersuchungsgebiet zugeführten LNG-Gas-Massenstrom an. Aufgrund der Kontinuitätsfehler wird nicht empfohlen das realizable k - ϵ Turbulenzmodell zur Modellierung von Stoffausbreitungsszenarien zu verwenden bei denen die Verdampfung von LNG auf für Land typischen Materialien untersucht werden soll.

Der Einfluss der in der Parameterstudie berücksichtigten Wärmequellen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld stellte sich als gering dar. Der Vergleich der MVF mit BM, WQL und WQB erbrachte für jedes untersuchte Turbulenzmodell eine maximale Änderung des Performance-Indikators $FAK2$ von 1 % gegenüber einem idealem Modell. Mögliche Gründe der geringen Einflussnahme lieferte die Analyse der Berechnungsergebnisse zum Experiment T40. Diese zeigten, dass der Deich eine Barriere für die Stoffausbreitung des bei der Freisetzung kalten und hoch konzentrierten LNG-Gases im Deichvolumen darstellte. Außerhalb des Deichvolumens kam LNG-Gas hauptsächlich stark mit Luft verdünnt und erwärmt vor. Mit sinkendem Temperaturunterschied zwischen Fluid und Boden sinkt auch der Wärmestrom zwischen diesen. Die nicht adiabate

Modellierung des Bodens stellte somit zwar eine Wärmequelle für das Fluid dar deren Einfluss aber in diesem Szenario sehr gering war.

Alle untersuchten MVF unterschätzten die Temperatur gegenüber den Messungen in den Experimenten T40 und T44. Mögliche Gründe hierfür stellen die Überschätzung der Methankonzentration oder die Vernachlässigung zusätzlicher Wärmequellen wie z. B. der Sonne dar. Der Vergleich von berechneten und gemessenen Methankonzentrationen zeigte aber, dass mit einigen MVF der mittlere Verlauf der experimentell ermittelten Methankonzentrationen sehr gut vorhergesagt werden konnte. Insbesondere ist hierbei die MVF BM RSM- ω hervorzuheben die sich durch die besten quantitativen Güten im Vergleich aller MVF auszeichnete. Eine Modellierung der Konzentrationsschwankungen ist nur schwer möglich und wird auch für die Störfallbewertung als nicht zielführend erachtet. Maßgeblich bei der Störfallbewertung ist die UEG, bei dessen Überschreitung ein Stoffgemisch als explosionsfähig angenommen wird. Besser als die Modellierung der Schwankungen im Konzentrationsverlauf wird daher die Berücksichtigung der halben UEG anstelle der UEG als Bewertungskriterium der Explosionsfähigkeit erachtet, wie es auch von NFPA 59 A [19] empfohlen wird.

Die in der Parameterstudie am besten bewertete MVF BM RSM- ω wurde für die Analyse der Stoffausbreitung des Experiments T40 herangezogen. Die Analyse ergab, dass LNG-Gas/Luft-Gemische im Freifeld ein Schwergasverhalten aufweisen. Zwar erwärmte sich das LNG-Gas in Folge der Durchmischung mit Luft, sodass es zum Neutral- bzw. Leichtgas gegenüber der initial angenommenen Luft wurde, jedoch kühlte sich die eingemischte Luft stark ab, sodass das Gemisch zum Schwergas gegenüber der Umgebungsluft wurde.

4.3 Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel

Im vorhergehenden Abschnitt wurde die Anwendbarkeit von CFD-Modellen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld untersucht, welches in einem von einem Deich begrenztem Gebiet freigesetzt wurde. Schwerpunkt dieser Arbeit war die Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in einem Tunnel dessen Modellierung sich dieser Abschnitt widmet.

In der vorhergehenden Parameterstudie beeinflusste die Wahl der Größen der Turbulenz an den Rändern des Untersuchungsgebiets die Gemischbildung von LNG-Gas und Luft im Freifeld am stärksten. Bei der Modellierung der Stoffausbreitung im Tunnel wurde daher auf das RSM- ω Turbulenzmodell zurückgegriffen, welches sich von den drei in Abschnitt 4.2 untersuchten Turbulenzmodellen am geeignetsten zeigte. Wie die Untersuchung in Abschnitt 4.2 deutlich machte empfiehlt sich die Wahl einer passenden Turbulenzrandbedingung für das Untersuchungsgebiet gegenüber der Fluent-Standard-Turbulenzrandbedingung. Die Strömung im Tunnel ist gegenüber der im Freifeld von weniger Umweltfaktoren abhängig und wurde als Rohrströmung in Anlehnung an die Arbeit von Schmölder [178] angenommen. Die Entwicklung von Strömungsrandbedingungen für den zu untersuchenden Tunnel erfolgte auf Grundlage einer Vorberechnung und der Fluent-Standard Turbulenzrandbedingung die in diesem Abschnitt dargestellt ist.

Weniger deutlich zeigte sich bei der in Abschnitt 4.2 durchgeführten Parameterstudie die Beeinflussbarkeit der Stoffausbreitung von LNG-Gas durch das in Luft in Form von Luftfeuchte gespeicherte Wasser oder den in der Praxis nicht adiabaten Boden, die als Wärmequellen zur Erwärmung des LNG-Gases beitragen könnten. Dies könnte in Ausbreitungsszenarien in Tunneln gegenüber dem zuvor untersuchten Freifeldszenario anders sein. So ist in den Tunneln kein Deich vorhanden der die allseitige Schwergasausbreitung des freigesetzten, initial kalten LNG-Gases behindert und außerdem sind in Tunneln Wände gegeben die die Schwergasausbreitung anders als beim zuvor betrachteten Deich nur in zwei Richtungen behindern und die zu dem weitere Wärmequellen darstellen könnten.

In diesem Abschnitt ist eine Parameterstudie dargestellt deren Ziel es war den Einfluss der Wärmequellen von in Luft gespeichertem Wasser und nicht adiabaten Oberflächen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln zu untersuchen. Die Parameterstudie wurde auf Grundlage von Modellvarianten für den Tunnel (MVT) durchgeführt.

4.3.1 Methodik und Modelle

Untersucht wurde die Stoffausbreitung von LNG-Gas in dem in Bild 4.20 dargestellten Tunnelabschnitt von 250 m Länge mit RQ9,5 und Gewölbequerschnitt, bei der minimalen nach RABT zulässigen durchschnittlichen Lüftungsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} [6].

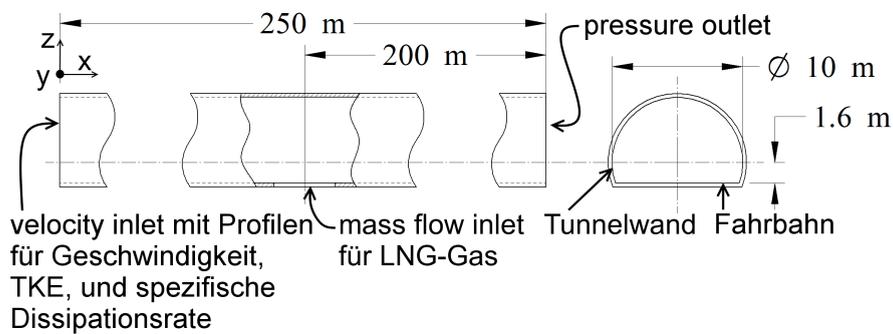


Bild 4.20: Geometriemodell zur Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in einem Tunnel.

Die Durchführung der Parameterstudie und die Modellierung erfolgten in Anlehnung an die in Abschnitt 4.2 dargestellte Untersuchung, wobei in allen MVT das RSM- ω Turbulenzmodell berücksichtigt und die gleichen Randbedingungen zur Definition der Strömung verwendet wurde. Untersucht wurden fünf MVT deren Modellparameter aus Luftfeuchte und der Betrachtung von Tunnelwand und Fahrbahn als adiabatisch und nicht adiabatisch Tabelle 4.11 in einer Übersicht zeigt.

Tabelle 4.11: Übersicht zu berücksichtigten Modellvarianten für den Tunnel (MVT) bei der Berechnung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel.

MVT	Luftfeuchte	Nicht adiabate Tunnelwand	Nicht adiabate Fahrbahn
1	ja	ja	ja
2	nein	ja	ja
3	ja	nein	ja
4	ja	ja	nein
5	nein	nein	nein

Grundlage dieser Parameterstudie stellte FB 3 dar, welches in Abschnitt 3 definiert wurde und die einphasige Freisetzung von LNG in der Flüssigphase aus einem LNG-Kraftstoffspeicher eines LKW berücksichtigt. Bei einem solchen Szenario sind zwei Massenströme von LNG-Gas zu berücksichtigen, bestehend aus dem Verdampfungsmassenstrom der Flash-Verdampfung (VMSF) der unmittelbar an der Freisetzungsposition am

LNG-Kraftstoffspeicher freigesetzt wird und dem abgeführten Massenstrom des sich auf der Fahrbahn ausbreitenden und verdampfenden LNG-Pools (AMSP). Letzterer bedarf für dessen Modellierung Berechnungsergebnisse des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung. Hierzu erfolgte ein Vorgriff auf die in Abschnitt 6.1.2.2 dieser Arbeit im Detail dargestellten Berechnungsergebnisse zu FB 3. Ausgehend hiervon wurde der AMSP als „mass flow inlet“ auf der Fahrbahn definiert. Da im Modell zur Poolausbreitung und -Verdampfung zu FB 3 die Poolfläche schnell mit der Zeit anstieg wurde bei der Ausbreitungsberechnung von LNG-Gas im Tunnel die maximale Poolfläche von 28 m^2 für den AMSP als Konstante berücksichtigt. Diese Annahme wird gestützt durch vorhergehende Untersuchungen aus der Literatur in denen festgestellt wurde, dass sich Schwergase wie z. B. initial kaltes LNG-Gas zunächst bodennah, mit einer hohen Eigendynamik ausbreiten [111, 175]. Hierdurch wird angenommen, dass sich das Schwergas schnell auf eine größere Fläche auf der Fahrbahn als der als Pool berücksichtigten Fläche ausbreitet und somit eine transiente Modellierung der Poolgröße vernachlässigbar ist. Für die Modellierung des VMSF wurde der Massenstrom der Gasphase und dessen Freisetzungsspanne vom LNG-Kraftstoffspeicher berücksichtigt wie sie in Abschnitt 6.1.1 für FB 3 bestimmt wurden. Da auch das LNG-Gas aus der Flash-Verdampfung initial kalt ist und ein Schwergas gegenüber der Umgebungsluft darstellt wurde äquivalent zur Annahme beim Pool angenommen, dass sich auch dieses zunächst bodennah ausbreitet. Da sich die LNG-Kraftstoffspeicher eines LKW wie in Abschnitt 2.1.2 dargestellt zudem bodennah befinden wurde angenommen, dass zur Vereinfachung des Modells auf die Modellierung der Freisetzung von LNG-Gas in der Umgebungsluft verzichtet werden kann und sich die Freisetzung des VMSF über ein „mass flow inlet“ auf der Fahrbahn zu dem ähnlich verhält. Hierbei fand für die Modellierung des VMSF eine mit 1 m^2 deutlich kleinere Fläche gegenüber der des AMSP Anwendung. Die in der Parameterstudie berücksichtigten Verdampfungsmassenströme und deren Summe über der Zeit zeigt Bild 4.21b. Außerdem zeigt Bild 4.21a die auf der Fahrbahn berücksichtigten Flächen für die Freisetzung des VMSF und des AMSP. Hierbei wurde wie in Abschnitt 6.1.2 dargestellt keine kreisförmige Fläche zur Berücksichtigung des AMSP modelliert und bedingt durch die Querneigung einer Fahrbahn die Freisetzung von LNG auf der höher liegenden Fahrbahnseite angenommen.

Die in der Gasphase berücksichtigten Spezies und das in Luft in Form von Luftfeuchte gespeicherte Wasser wurden wie in den Abschnitten 4.2.3.5 und 4.2.3.6 dargestellt modelliert. Bei der Modellierung wurde die typische mittlere Temperatur für Tunnel von 12 °C [79] und mit 80 % eine hohe relative Luftfeuchte berücksichtigt [79]. Für die Temperatur von 12 °C wurde die Dichte der Luft mit $1,24 \text{ kg m}^{-3}$ angenommen. Die Längs-

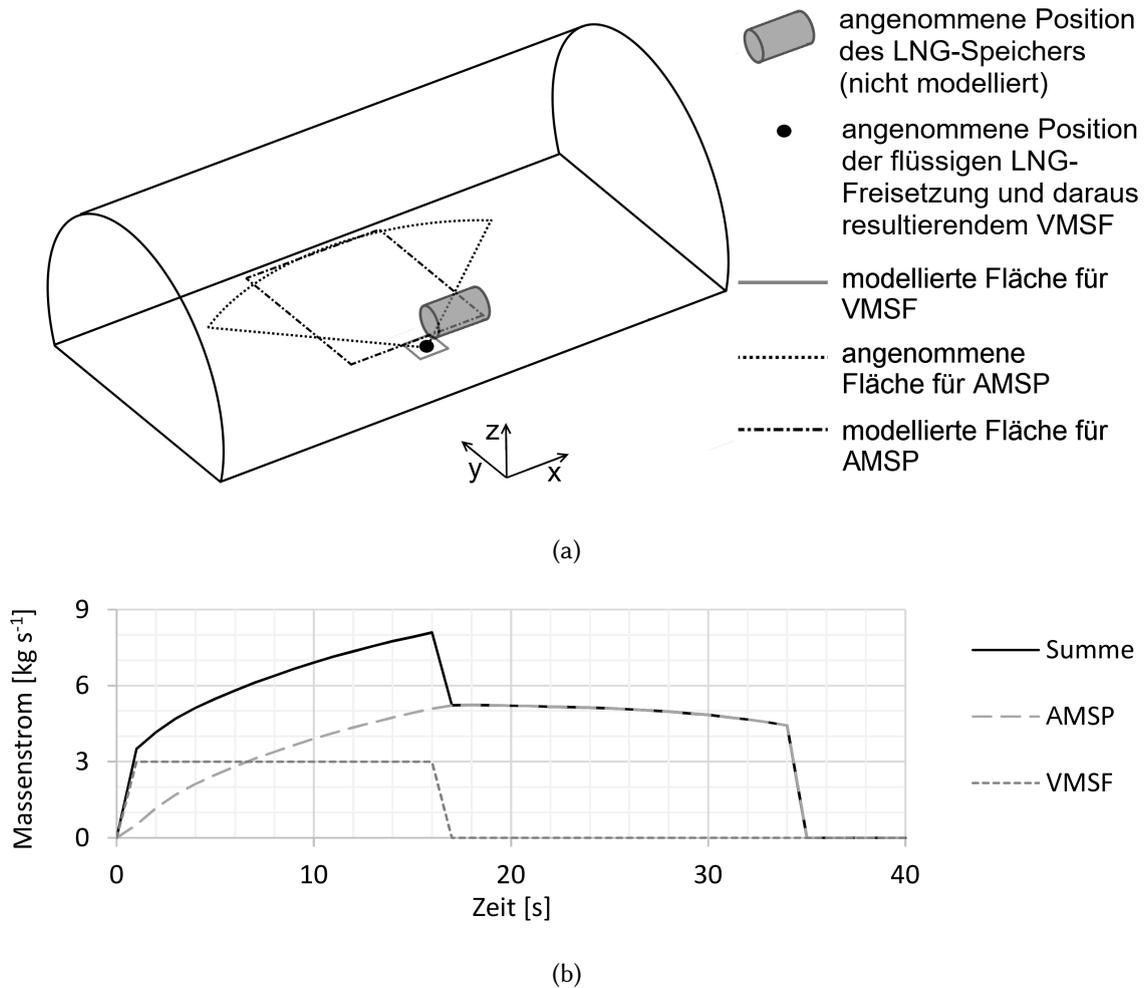


Bild 4.21: Modellierung der Freisetzung von LNG-Gas durch den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP) und dem Verdampfungsmassenstrom aus der Flash-Verdampfung (VMSF) in Fallbeispiel 3; a) Darstellung der modellierten Flächen zur Freisetzung von LNG auf der Fahrbahn; b) Darstellung des modellierten LNG-Gas-Massenstroms über der Zeit.

strömung in Tunneln ähnelt einer Rohrströmung [178]. Die Randbedingungen zur Beschreibung der Strömung bestehend aus Geschwindigkeit, TKE und der spezifischen Dissipationsrate wurden in ANSYS Fluent 19.1 mittels Profilen über den Tunnelquerschnitt definiert. Die Generierung der Profile erfolgte über eine Vorberechnung in einem leeren Tunnel der über ein „velocity inlet“ und ein „pressure outlet“ verfügte. Als Randbedingungen am „velocity inlet“ wurden die durchschnittliche Längsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} sowie die Fluent-Standard-Turbulenzrandbedingung für TKE und die spezifische Dissipationsrate berücksichtigt. Für die Parameterstudie wurden die Profile der Geschwindigkeit, TKE und spezifischen Dissipationsrate genutzt die sich am „pressure outlet“ einstellten. Das in der Vorberechnung verwendete Geometriemodell wies den gleichen Tunnelquerschnitt auf wie das in der Parameterstudie berücksichtigte Geometriemodell. Außerdem verfügte das Geometriemodell in der Vorberechnung über eine

Länge von 500 m. Die Entwicklung der Geschwindigkeit, der TKE und der spezifischen Dissipationsrate im Längsschnitt des bei der Vorberechnung berücksichtigten Tunnelmodells zeigt Bild 4.22.

Die nicht adiabate Modellierung der Tunnelwand und Fahrbahn erfolgte in ANSYS Fluent 19.1 über die Shell-Methode. Die Modellierung erfolgte somit äquivalent zum nicht adiabaten Boden in der vorhergehenden Parameterstudie, deren Details Abschnitt 4.2.3.3 entnommen werden können. Die Tunnelwand und die Fahrbahn wurden wie in Abschnitt 6.1.2 dargestellt aus Beton mit mittlerer Rohdichte angenommen, deren berücksichtigte Materialdaten Tabelle 6.2 zeigt und die initial jeweils die Temperatur der Luft im Tunnel aufwies.

Die Vernetzung des Geometriemodells erfolgte über ein strukturiertes Netz mit Hexaeder-Elementen. Hierbei wurde die Elementgröße im Tunnelquerschnitt mit dem Abstand zur Wand und der Fahrbahn vergrößert. Ähnlich wurde die Elementgröße im Tunnellängsschnitt gewählt. Hier wurden die feinsten Elemente im Bereich der zwei „mass flow inlet“ definiert und die Größe der Elemente stieg mit dem Abstand zu einem „mass flow inlet“ an. Einen Ausschnitt des Netzes zeigt Bild 4.23 im Längs- und Querschnitt des Modells. Die Definition der Elementgrößen erfolgte in Anlehnung an die vorhergehende Parameterstudie in Abschnitt 4.2. Das Modell berücksichtigte 998.818 Elementen mit 1.017.631 Knoten. Dabei betrug die kleinste Kantenlänge 0,04 m und die größte Kantenlänge 1,5 m.

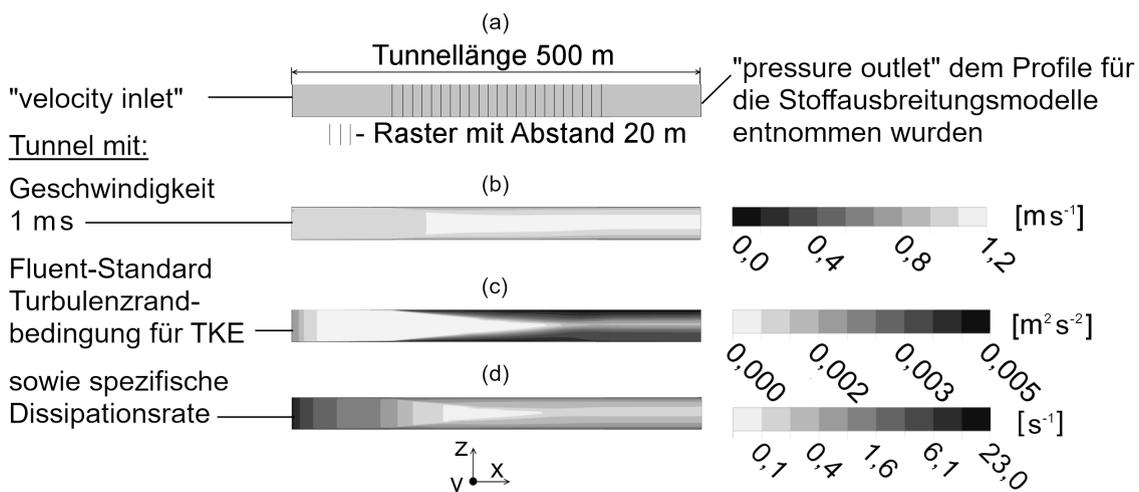


Bild 4.22: Entwicklung der Geschwindigkeit (b), der TKE (c) und der spezifischen Dissipationsrate (d) im Längsschnitt des Tunnelmodells der Vorberechnung (a) und Entnahme der generierten Profile zur Nutzung dieser als Randbedingungen für Strömungsberechnungen im Tunnel.

Der Verlauf der Berechnung einer jeden MVT und die Wahl der Einstellungen des ANSYS Fluent 19.1 Löser erfolgten in Anlehnung an die vorhergehende Parameterstudie.

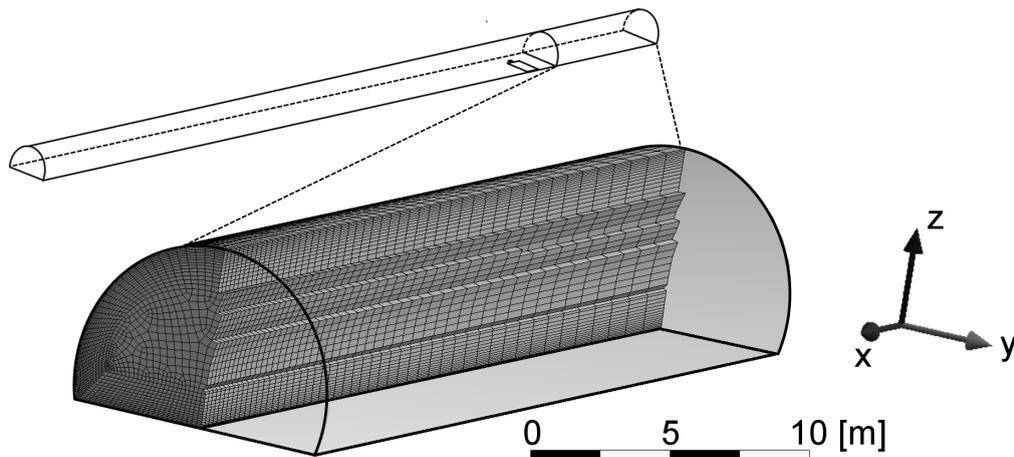


Bild 4.23: Netz im Längs- und Querschnitt zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel.

Jede MVT wurde in eine stationäre und eine sich anschließende transiente Berechnung unterteilt. Die stationäre Berechnung diente der Generierung der Strömung innerhalb des betrachteten Tunnelabschnitts unter Berücksichtigung der in der Vorberechnung bestimmten Profile. Dabei wurden die Flächen zur Berücksichtigung der Freisetzung von LNG-Gas als Wand mit einer Oberflächentemperatur die der Temperatur der Fahrbahn im Tunnel entsprach berücksichtigt. In den transienten Berechnungen wurden diese Flächen über eine Zeitspanne von 35 s als „mass flow inlet“ definiert. Dies entsprach dem Zeitraum in dem ein eingehender LNG-Gas Massenstrom in FB 3 gegeben war wie es Bild 4.21b entnommen werden kann. Nach dieser Zeitspanne wurde jedes „mass flow inlet“ wieder als Wand berücksichtigt, welche eine Temperatur entsprechend dem Siedepunkt von Methan mit 112 K aufwies. Bei allen Berechnungen im Tunnel wurde die Zeitschrittweite gegenüber der Parameterstudie zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld auf 0,25 s reduziert um die Stabilität der transienten Modelle im Tunnel zu gewährleisten.

4.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Einige Ergebnisse zur Parameterstudie, bestehend aus fünf MVT zur transienten Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel, zeigen Bild 4.24 bis Bild 4.26. Bild 4.24 zeigt für die fünf MVT Volumen mit Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft zu den Zeitpunkten 10 s, 30 s und 110 s nach dessen Freisetzung. Während in Bild 4.24 die mit der halben UEG als explosionsfähig anzunehmenden Volumen dargestellt sind, zeigen Bild 4.25 und Bild 4.26 die Konzentrationsverteilung von LNG-Gas für den Tunnellängsschnitt und für Tunnelquerschnitte in drei verschiedenen Abständen zur angenommenen Position der LNG-Freisetzung, jeweils 50 s nach Beginn der Freisetzung.

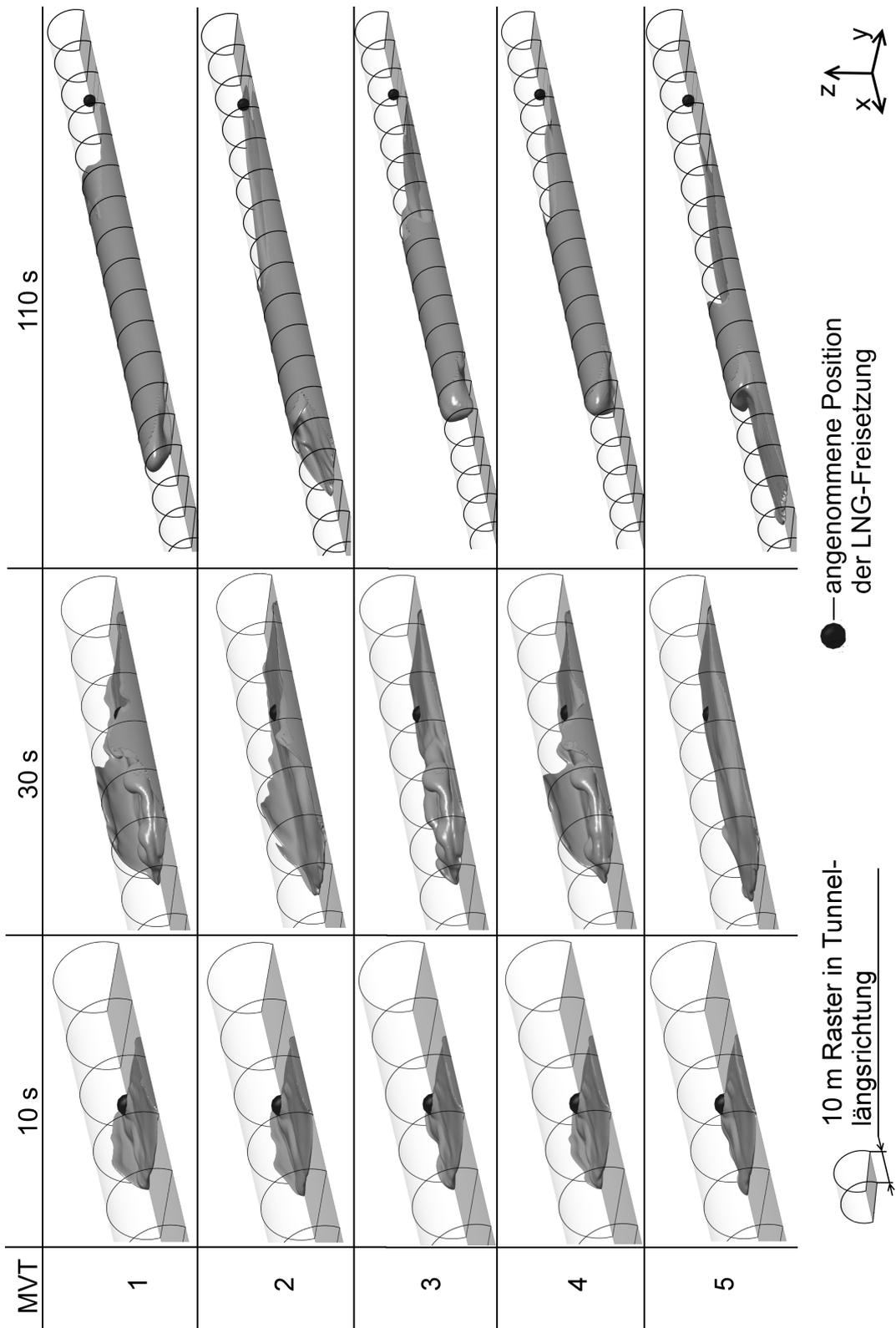


Bild 4.24: Volumen mit einer Konzentration über 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel, berechnet mittels fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT) zu Fallbeispiel 3.

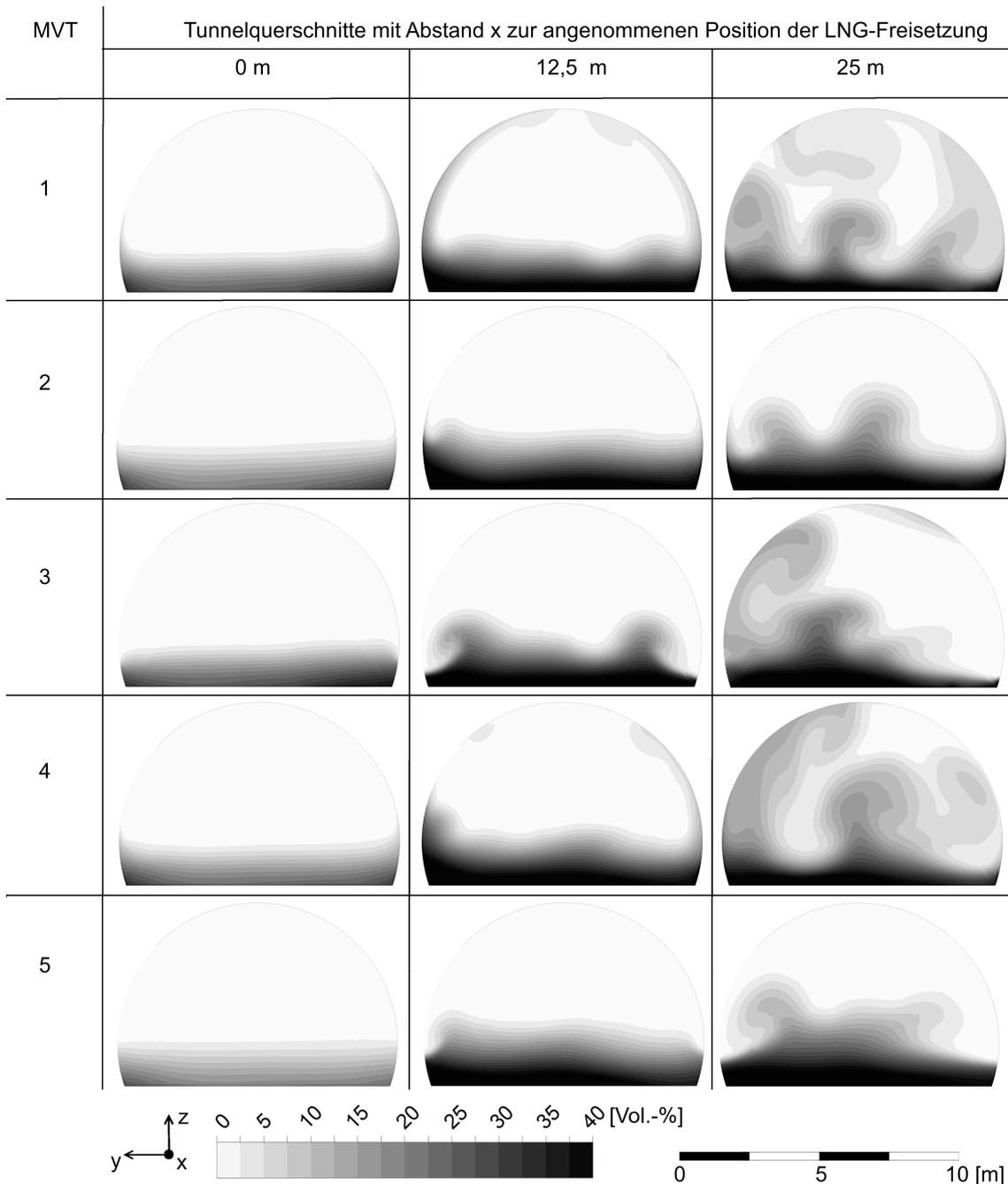


Bild 4.25: Vergleich von LNG-Gas-Konzentrationen in drei Tunnelquerschnitten, 50 s nach Beginn der Freisetzung zwischen fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT).

Aus den Ergebnissen wird geschlussfolgert, dass unter Berücksichtigung einer nicht adiabaten Tunnelwand das kalte LNG-Gas bzw. dessen Gemisch mit Luft sich an der Wand entgegen der Gravitation in Richtung Tunneldecke bewegt. Dieses Verhalten wird deutlich in der Darstellung des Volumens mit einer Konzentration von über 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft zu den Zeitpunkten von 10 s und 30 s in Bild 4.24 sowie in den in Bild 4.25 dargestellten Querschnitten mit 0 m und 12,5 m Abstand in x zur angenommenen Position der LNG-Freisetzung. Insbesondere im Querschnitt bei 0 m von Bild 4.25 zeigt

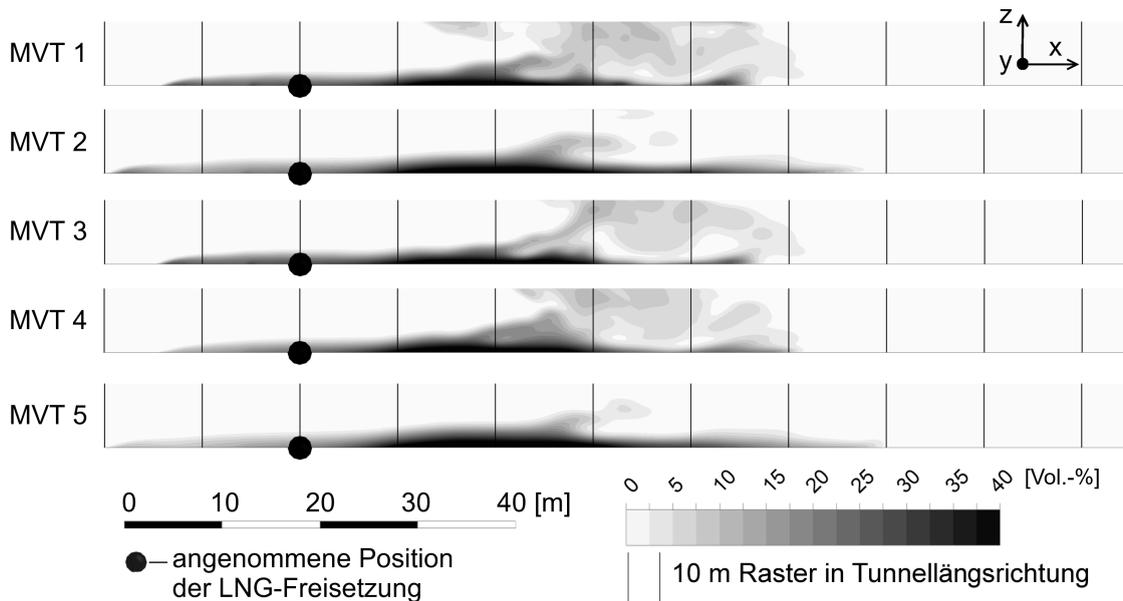


Bild 4.26: Vergleich von LNG-Gas-Konzentrationen im Tunnellängsschnitt, 50 s nach Beginn der Freisetzung zwischen fünf Modellvarianten für den Tunnel (MVT).

sich wie sich die Isolinien der Konzentration über die Tunnelbreite in Folge der Modellierung der Wand veränderten. Unter Berücksichtigung adiabater Wände ergab sich eine Konzentrationsschichtung mit horizontal verlaufenden Isolinien der Konzentration über die gesamte Querschnittsbreite, wobei die LNG-Gas-Konzentration mit steigender Höhe abnahm. Bei den MVT mit nicht adiabaten Tunnelseitenwänden verliefen dagegen die Isolinien der Konzentration in der Nähe der Wände nicht horizontal, sondern tendenziell parallel zur Wand und somit auch vertikal. Als Grund hierfür wird Auftrieb in Folge der Erwärmung des Gemisches in der Nähe der Wand angenommen. Dem gegenüber steht die Beeinflussung der Stoffausbreitung durch die Fahrbahn, welche in MVT 1 als nicht adiabatisch und in MVT 4 als adiabatisch berücksichtigt wurde. Der Einfluss der Fahrbahn als Wärmequelle auf die Stoffausbreitung des kalten LNG-Gases war jedoch deutlich kleiner als der Einfluss der Wand. Angenommen wird, dass dies an der Lage einer Oberfläche zur Gravitationsrichtung liegt, welche dem Auftrieb entgegen gerichtet ist. Dies lässt sich dadurch begründen, dass bei einer Erwärmung von Gasen deren Dichte sinkt und diese entgegen der Gravitationsrichtung aufsteigen. Erwärmt die Fahrbahn oder der Boden Gasmoleküle, so könnten diese aufsteigen und somit den Kontakt zur Oberfläche verlieren, wodurch auch deren wärmender Einfluss auf die Gasmoleküle abnimmt. Betrachtet man dagegen Oberflächen wie z. B. Wände, deren Oberflächennormale zum Gravitationsvektor im Winkel zwischen 0° und 90° steht, so könnten die Gasmoleküle an der Wand aufsteigen, wobei der wärmende Einfluss der Wand auf die Gasmoleküle bestehen bliebe und die Wand diese weiter erwärmen könnte. Dieses Phänomen ist als

Kamineffekt bekannt und zeigt in der Parameterstudie einen bedeutsamen Einfluss auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln.

Gegenüber der Parameterstudie im Freifeld zeigt die Berücksichtigung der latenten Energie aus dem Phasenwechsel von in Luft gespeichertem Wasser in der Parameterstudie im Tunnel einen großen Einfluss auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas. Ein Grund hierfür könnte die geringere Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel gegenüber dem bodennahen Bereich des Freifelds darstellen. Dabei betrug die durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit im Tunnelquerschnitt ca. 1 m s^{-1} und die durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit der Experimente im Freifeld in 1,5 m Höhe über dem Boden ca. 5 m s^{-1} . Beim Vergleich der Berechnungsergebnisse der MVT 1 und MVT 2 in Bild 4.24 zu den Zeitpunkten 10 s und 30 s zeigt sich, dass das kalte LNG-Gas unter Berücksichtigung der Luftfeuchte schneller an den Wänden aufstieg als bei MVT ohne Luftfeuchte. Ähnliches zeigt sich im Vergleich der Querschnitte der MVT 1 und MVT 2 in 12,5 m Abstand zur angenommenen Position der LNG-Freisetzung in Bild 4.25. Des Weiteren beeinflusst die Berücksichtigung der Luftfeuchte die Bildung des Gemisches abseits der Wand wie es beispielhaft der Vergleich der MVT 2 und MVT 3 zum Zeitpunkt von 30 s in Bild 4.24 zeigt. Aus der Analyse der Bilder 4.24 bis 4.26 geht hervor, dass durch die Berücksichtigung von Luftfeuchte das Gemisch schneller an Höhe gewann und sich Rayleigh-Taylor-Instabilität über der Fahrbahn bildeten. Letztere sind dadurch gekennzeichnet, dass sich Fluide unterschiedlicher Dichte entgegengesetzt zueinander beschleunigen, worauf die Blasenbildung in MVT 1, MVT 3 und MVT 4 insbesondere 30 s nach Beginn der Freisetzung von LNG in Bild 4.24 hindeutet. Aus den untersuchten MVT wird geschlussfolgert, dass sich durch die Berücksichtigung von Luftfeuchte bei der Modellierung der Auftrieb von LNG-Gas erhöhte, welches sich anhand der Veränderlichkeit der Stoffausbreitung des LNG-Gases in der Nähe der Wand als auch über der Fahrbahn zeigte.

Eine Modellierung ohne Luftfeuchte und mit adiabater Wand wie sie MVT 5 darstellt verzögert den Mischprozess von LNG-Gas und Luft und führt zu einer bodennahen Stoffausbreitung des Gemisches im Tunnel. Mit voranschreitender Zeit breitete sich auch in MVT 5 das LNG-Gas über den gesamten Tunnelquerschnitt aus, in Folge dessen einzelne Tunnelquerschnitte eine nach NFPA 59A [19] explosionsfähige Konzentration mit mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft aufwiesen. Dies zeigt sich z. B. zum Zeitpunkt von 110 s in MVT 5 in Bild 4.24. Anders dagegen die Modellierung mit Luftfeuchte und nicht adiabater Wand wie sie in MVT 1 Betrachtung fand. In MVT 1 wies zum Zeitpunkt von 110 s nach Beginn der Freisetzung von LNG-Gas ein deutlich größerer Bereich des Tunnels als

in MVT 5 ein explosionsfähiges Gemisch auf welches über den gesamten Querschnitt des Tunnels vorlag.

4.3.3 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt der Arbeit wurde eine Parameterstudie zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel unter Berücksichtigung von fünf MVT durchgeführt. Dabei wurden bei der Modellierung der MVT die Erkenntnisse zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld berücksichtigt. So wurde die Strömung und deren Turbulenz der einer Rohrströmung nachempfunden und das RSM- ω Turbulenzmodell berücksichtigt. Schwerpunkte der Parameterstudie stellte die Untersuchung der Beeinflussbarkeit der Stoffausbreitung im Tunnel durch Wärmequellen wie sie die Tunnelwand und/oder Fahrbahn sowie die latente Energie beim Phasenwechsel von in Luft gespeichertem Wasser darstellen.

Als Ergebnis zeigte sich äquivalent zum Freifeld, dass die Berücksichtigung der Fahrbahn als Wärmequelle nahezu keinen Einfluss auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas hatte. Anders dagegen die Berücksichtigung der Wand als Wärmequelle. Diese beeinflusste die Stoffausbreitung von LNG-Gas stark. Bei der Berücksichtigung einer nicht adiabaten Wand stellte sich an dieser ein Kamineffekt ein der das LNG-Gas in Richtung Tunneldecke förderte und zur Durchmischung von LNG-Gas und Luft beitrug. Außerdem zeigte sich bei der Parameterstudie im Tunnel, dass die Berücksichtigung der latenten Energie aus dem Phasenwechsel des in Luft gespeicherten Wassers die Stoffausbreitung von LNG-Gas stark beeinflusste und die Durchmischung von LNG-Gas und Luft förderte, welches in der Parameterstudie im Freifeld nicht deutlich wurde. Als mögliche Ursache dieses Unterschiedes zwischen den Parameterstudien wird die Strömungsgeschwindigkeit angenommen, die in den Experimenten im Freifeld durchschnittlich 5 m s^{-1} in 1,5 m über dem Boden betrug und damit größer war als die durchschnittliche Längsgeschwindigkeit über den Tunnelquerschnitt von 1 m s^{-1} in der Parameterstudie im Tunnel.

Die Stoffausbreitung beeinflusst die für Personen und Bauwerke ausgehende Gefahr in einer sich dem anschließenden Explosion. Zum einen bedarf die Verbrennung von LNG-Gas der vorhergehende Gemischbildung mit Luft, da dieses nur innerhalb der UEG und OEG explosionsfähig ist, sodass ein Anstieg der Geschwindigkeit bei der Gemischbildung mit einem Anstieg der LNG-Gas-Masse im explosionsfähigen Bereich einhergehen könnte. Zum anderen hängt der mögliche Peakdruck von der Verteilung des explosionsfähigen Gemisches in einer Umschließung wie z. B. einem Tunnel ab. So sind von

explosionsfähigen Gemischen welche über den gesamten Tunnelquerschnitt vorliegen höhere Peakdrücke als von den gleichen explosionsfähigen Gemischen die nur in Teilen des Tunnelquerschnitts vorliegen zu erwarten (siehe Abschnitt 2.2.3.2). Ein explosionsfähiges Gemisch welches in weiten Teilen des Tunnels über den gesamten Tunnelquerschnitt vorlag war z. B. bei der MVT 1 nach 110 s gegeben. Gegenüber dieser stellte sich bei MVT 5 zur gleichen Zeit ein Gemisch ein welches primär bodennah explosionsfähig war und von dem somit ein geringerer Peakdruck im Falle einer Zündung angenommen wird. Auf Grundlage der hier durchgeführten Betrachtungen wird für die weiterführenden Untersuchungen in dieser Arbeit MTV 1 berücksichtigt.

Numerische Modellierung der Verbrennung

Gefahren für Personen und Bauwerke wurden aufgrund der Verbrennung vorgemischter LNG-Gas/Luft-Gemische angenommen. Ein Ziel dieser Arbeit stellte daher die Untersuchung der Zündung eines explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisches im Tunnel dar, welches in dieser Arbeit als VCE bezeichnet wird. Die VCE kann zur Entwicklung hoher Temperaturen und Drücken sowie zur Freisetzung großer Mengen von Wärmestrahlung führen. Zudem könnte die VCE mit sekundären Gefahren einhergehen, wie der Erstickungsgefahr durch Verbrennungsprodukte oder einer geminderten Sauerstoffkonzentration sowie dem Totschlag durch in Folge der Explosion beschleunigter Körper oder Trümmerteile. Dieser Abschnitt beinhaltet die Kalibrierung und Validierung eines CFD-Modells zur Berechnung von VCE mit LNG-Gas.

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Verbrennung von LNG-Gas und Methan wurden in Abschnitt 2.2.3 dargestellt. Dabei zeigte sich, dass sich mit validierten CFD-Modellen die Wärmestrahlungs- und Temperaturentwicklung sowie die Druckentwicklung berechnen lässt. Dennoch erfolgte in keiner der Studien eine zusammenhängende Untersuchung der drei Aspekte, die in der Praxis hoch transient miteinander gekoppelt sind und deren gekoppelte Betrachtung für die Sicherheitstechnik notwendig ist. Des Weiteren wurde in den in der Literaturstudie dargestellten Untersuchungen zur Modellierung von Verbrennungen im Bereich von Hindernissen das Mixture-Fraction-Modell verwendet. Hierbei handelt es sich um eine in der Berechnung effiziente Methodik zur Modellierung von Verbrennungsvorgängen, insbesondere bei Diffusionsflammen. Diese Methodik eignet sich jedoch weniger für die Modellierung der Verbrennung nicht homogen vorgemischter, explosionsfähiger Gase sowie der Modellierung von Sekundärgefahren aus der Stoffausbreitung. In diesem Abschnitt wird ein CFD-Modell

dargestellt und validiert welches sich für die Gefahrenbewertung von VCE unter Berücksichtigung von Hindernissen einsetzen lässt. Grundlage der Modellierung bildete, wie bei der zuvor betrachteten Stoffausbreitung von LNG-Gas, die Spezies Modellierung in ANSYS Fluent.

Einen großen Einfluss auf den Verbrennungsverlauf und dem sich daraus ergebenden Druckverlauf stellt die Reaktionsrate der Verbrennung dar, die unter anderem in Studien von Westbrook und Dryer [207] für die Verbrennung von Methan untersucht wurde. Diese zeigten, dass eine Kalibrierung der Reaktionsrate über die Koeffizienten der Arrheniusgleichung möglich ist, die in Abschnitt 2.2.3.3 vorgestellt wurde. Zudem sind in der Studie mehrere Datensätze von empirischen Koeffizienten dargestellt die mittels laminarer Flammen validiert wurden. Ein Vergleich dieser und weiterer Datensätze aus anderen Literaturen zeigt Tabelle 5.1. Aus der Übersicht in Tabelle 5.1 wird deutlich, dass Unterschiede zwischen den Datensätzen verschiedener Literaturquellen gegeben sind und sich die Koeffizienten für den Präexponentialfaktor A_a um mehreren Größenordnungen zwischen den Datensätzen unterscheiden.

Tabelle 5.1: Datensätze von Koeffizienten der Arrheniusgleichung zur Beschreibung der Verbrennung von Methan mit Luft in einer Einschrittreaktion.

Daten-satz Nr.	A_a [mol m ⁻³ s ⁻¹]	E_a [J mol ⁻¹]	a_r	b_r	Bemerkung	Literatur
1	$8,3 \cdot 10^{11}$	$1,25 \cdot 10^5$	-0,3	1,3	Sehr gute Übereinstimmung mit den Explosionsgrenzen	[50, 104, 193, 207]
2	$8,3 \cdot 10^{16}$	$1,25 \cdot 10^5$	-0,3	1,3		[139]
3	$1,3 \cdot 10^{15}$	$2,03 \cdot 10^5$	-0,3	1,3	Sehr gute Übereinstimmung mit den Explosionsgrenzen	[207]
4	$2,1 \cdot 10^{14}$	$2,03 \cdot 10^5$	0,2	1,3	ANSYS Fluent 19 R3 standard Datensatz	
5	$6,7 \cdot 10^{18}$	$2,03 \cdot 10^5$	0,2	1,3	Sehr gute Übereinstimmung mit den Explosionsgrenzen	[207]

Ausgehend von den in Tabelle 5.1 gegebenen Datensätzen wurde in dieser Arbeit eine Kalibrierung des Präexponentialfaktors durchgeführt. Dieser beeinflusst die Reaktionsrate und somit die Druckentwicklung über der Zeit, deren Berechnung mit dem CFD-Modell ermöglicht werden sollte. Zur Kalibrierung wurde, unter der Zielstellung die Druckentwicklung entsprechend experimenteller Daten zu berechnen, in dieser Arbeit der Präexponentialfaktor in einem sonst gleich bleibenden CFD-Modell systematisch variiert. Da die Druckentwicklung stark von Hindernissen, zufallsbedingten Größen und dem transienten Verlauf der Verbrennung abhängig ist [146] erfolgte die Be-

wertung eines jeden Datensatzes von Koeffizienten der Arrheniusgleichung mit einer Vielzahl von Experimenten. Grundlage der Validierung stellten experimentelle Untersuchung von Moen et al. [146] dar, in denen der Verlauf der Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen in einer Röhre mit einem Volumen von 49 m^3 untersucht wurde. Dabei wurden als Hindernisse mehrere Konstellationen von Blenden in der Röhre berücksichtigt, die in dieser Arbeit als Setups bezeichnet werden.

5.1 Experimente zur Verbrennung von Methan in Röhren

Von den in Abschnitt 2.2.3.2 dargestellten Experimenten handelt es sich bei den Experimenten von Moen et al. [146] um Großversuche zur Untersuchung der Auswirkung von Hindernissen auf die Verbrennung vorgemischter Methan/Luft-Gemische in Umschließungen. Angesichts der größenabhängigen physikalischen Effekte die bei der Verbrennung von Methan gegeben sind (siehe Abschnitt 2.2.3.2) werden die Experimente von Moen et al. als geeignet für die Validierung und Kalibrierung eines CFD-Modells angenommen, welches auch für die Modellierung einer VCE in einem Tunnel anwendbar ist. Die Röhre die bei den Experimenten genutzt wurde hatte eine Länge von 10 m, einen Durchmesser von 2,5 m und war einseitig verschlossen. Damit wies sie ein Volumen von 49 m^3 auf. Als Hindernisse wurden Blenden mit einer Stärke von 15 mm verwendet, deren Innendurchmesser, Anzahl und Position zwischen Experimenten variiert wurde. Eine schematische Darstellung der Röhre zeigt Bild 5.1.

Eine Kenngröße zur Quantifizierung von Hindernissen ist der Blockierungsgrad k_{BG} , der sich allgemein nach Gleichung 5.1 aus der freien Querschnittsfläche A_0 und der Querschnittsfläche eines Hindernisses A_B ergibt. Für die untersuchte Röhre von Moen et al. [146] ergibt sich der Blockierungsgrad k_{BG} auch mittels Gleichung 5.2 auf Grundlage des Außendurchmessers der Röhre D und dem Innendurchmesser d einer Blende.

$$k_{BG} = \frac{A_B}{A_0} \quad (5.1)$$

$$k_{BG} = 1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2 \quad (5.2)$$

In den Experimenten wurden Blenden mit Innendurchmessern von 2,3 m ($k_{BG} = 0,16$), 2,1 m ($k_{BG} = 0,3$), 1,77 m ($k_{BG} = 0,5$) und 0,84 m ($k_{BG} = 0,84$) Größe verwendet. Bei einem jeden Experiment wurden nur Blenden eines Innendurchmessers benutzt. Untersuchungsschwerpunkt waren stöchiometrische Methan/Luft-Gemische. Zudem erfolgten einige Experimente mit mageren und fetten Methan/Luft-Gemischen. Zum Ein-

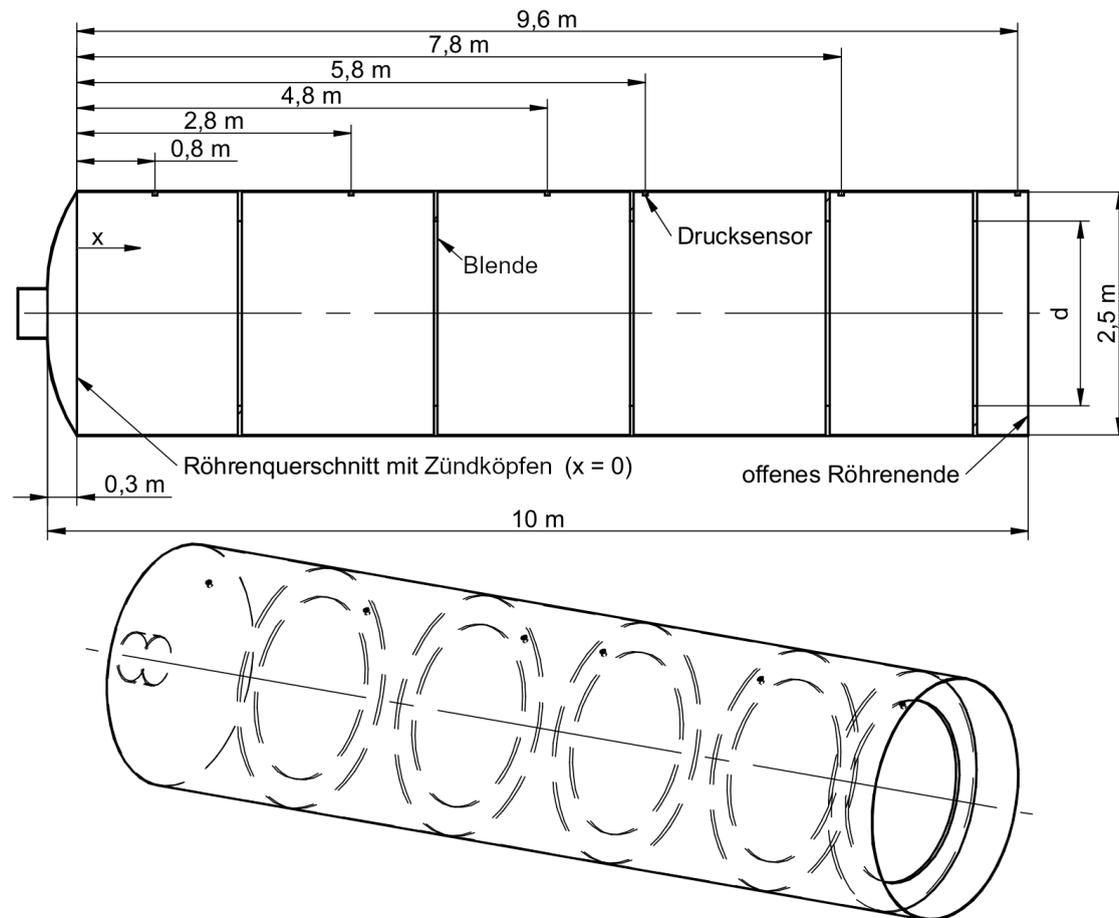


Bild 5.1: Schematische Darstellung der bei den Experimenten von Moen et al. verwendeten Röhre mit fünf Blenden und $k_{BG} = 0,5$ [146].

stellen des Gemisches wurde die offene Seite der Röhre mit einer Kunststoffolie verschlossen, die unmittelbar vor einer Zündung entfernt wurde. Die Zusammensetzung des Methan/Luft-Gemisches wurde während der Gemischbildung auf beiden Seiten der Röhre kontinuierlich analysiert. Die Zufuhr von Methan in die Röhre wurde gestoppt wenn die Konzentration bis auf 0,1 % der Zielkonzentration entsprach. Die Zündung eines Gemisches wurde über 19 Zündköpfe eingeleitet. Diese befanden sich im Abstand von 0,3 m zum geschlossenen Röhrenende und lagen über den Röhrenquerschnitt verteilt. Während eines Zündversuchs wurde der Druck an verschiedenen Positionen über die Röhrenachse in der Röhrenwand und außerhalb der Röhre sowie die Position der Flamme auf der Röhrenachse über der Zeit gemessen. Insgesamt wurden 45 Explosionsversuche durchgeführt, von denen nur wenige Wiederholungsversuche (gleiches Setup) darstellten. Die Wiederholungsversuche zeigten, dass die Peakdrücke hohe Variationen aufwiesen, diese jedoch klein waren gegenüber den Variationen zwischen unterschiedlichen Setups der Röhre.

5.2 Methodik zur Kalibrierung des Präexponentialfaktors

Die Kalibrierung des Präexponentialfaktors erfolgte auf Grundlage der Bewertung des mittleren berechneten Peakdrucks eines jeden CFD-Modells gegenüber dem dazugehörigen Experiment. Grundlage der Kalibrierung bildete der Datensatz 1 aus Tabelle 5.1, da dieser bereits in mehreren numerischen Studien erfolgreich Anwendung fand. Kalibriert wurde der Präexponentialfaktor in drei Stufen. Auffällig an den Präexponentialfaktoren in Tabelle 5.1 war, dass diese um mehrere Größenordnungen zwischen den Datensätzen variierten, wobei Datensatz 1 den mit Abstand kleinsten Präexponentialfaktor der Datensätze aufwies. In der ersten Stufe der Kalibrierung wurde daher das CFD-Modell zur Modellierung der Verbrennung mit dem Datensatz 1 und einem Datensatz der einen um mehreren Größenordnungen größeren Präexponentialfaktor aufwies untersucht. In den folgenden zwei Stufen der Kalibrierung wurde immer der Präexponentialfaktor berücksichtigt der sich zwischen den Präexponentialfaktoren befand mit denen der mittlere Peakdruck der Experimente im Durchschnitt am geringsten über- bzw. unterschätzt wurde. Aufgrund der Variation der Peak-Drücke zwischen Experimenten mit gleichem

Tabelle 5.2: Berücksichtigte geometrische Modelle bei der Kalibrierung des CFD-Modells zur Berechnung der Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen.

Geometrisches Modell	k_{BG}	Blenden	Abstand x einer Blende zur Zündquelle auf der Röhrenachse [m]
1	0	0	-
2	0,16	3	1,65; 5,13; 9,33
3	0,16	5	1,65; 3,65; 5,65; 7,65; 9,15
4	0,16	9	1,65; 2,65; 3,65; 4,65; 5,65; 6,65; 7,65; 8,65; 9,65
5	0,3	1	5,13
6	0,3	3	1,65; 5,13; 9,33
7	0,3	5	1,65; 3,65; 5,65; 7,65; 9,15
8	0,3	6	1,65; 3,15; 4,65; 6,15; 7,65; 9,15
9	0,3	9	1,65; 2,65; 3,65; 4,65; 5,65; 6,65; 7,65; 8,65; 9,65
10	0,5	1	5,13
11	0,5	3	1,65; 5,13; 9,33
12	0,5	4	1,65; 4,15; 6,65; 9,15
13	0,5	5	1,65; 3,65; 5,65; 7,65; 9,15

Setup und größeren Variationen bei unterschiedlichen Setups der von Moen et al. ver-

wendeten Röhre [146] erfolgte die Bewertung eines jeden Datensatzes durch den Vergleich experimentell und numerisch bestimmter Daten von 13 Setups. Tabelle 5.2 zeigt die dabei für das jeweilige Setup berücksichtigte Anzahl und Größe der Blenden sowie deren Position auf der Röhrenachse.

Mit dem Datensatz von Arrhenius-Koeffizienten der sich im Durchschnitt am besten für die Vorhersage des Peakdrucks gegenüber den experimentellen Daten eignete wurden weiterführende Untersuchungen durchgeführt. Hierbei wurde untersucht wie sich die Änderung der Methankonzentration auf die Vorhersage gegenüber experimentellen Daten auswirkt und ob sich mit dem Modell auch in dreidimensionalen Geometriemodellen valide Vorhersagen treffen lassen.

5.3 Modellierung

Wie schon bei der Stoffausbreitung wurde bei der Modellierung der Verbrennung der Spezies-Ansatz von ANSYS Fluent verwendet. Bei diesem wird das Fluid als Mehrkomponentensystem betrachtet, welches die Komponenten und Umwandlungsprozesse von Sauerstoff, Methan, Stickstoff, Kohlenstoffdioxid und Wasser in der Gasphase berücksichtigt [26]. Neben der Berechnung von Verbrennungsvorgängen eignet sich das Modell zur Berechnung der Stoffausbreitung, sodass sich das Modell auch zur Untersuchung der Erstickungsgefahr durch eine geminderte Sauerstoffkonzentration oder durch Verbrennungsprodukte eignet.

Die Verbrennung geht mit Druckschwankungen einher, für dessen Modellierung in ANSYS Fluent 19 R3 der Pressure- und Density-Based-Löser verwendet werden kann. Dabei zeichnet sich der Pressure-Based-Löser gegenüber dem Density-Based-Löser dadurch aus, dass er eine höhere Stabilität und einen geringeren Rechenbedarf hat [26]. Aus der in Abschnitt 2.2.3.2 dargestellten Literatur geht hervor, dass die Verbrennung eines LNG-Gas/Luft-Gemisches tendenziell deflagrativ und eher nicht detonativ abläuft, sodass im Fluid niedrige Machzahlen zu erwarten sind und sich für dessen Berechnung der Pressure-Based-Löser eignet [26]. Außerdem wurde dieser Löser bereits erfolgreich auf die Berechnung von Verbrennungen mit Methan/Luft-Gemischen, im Bereich von Hindernissen von Johansen und Ciccarelli [100] angewendet, sodass der Pressure-Based-Löser auch für diese Untersuchung als Anwendbar angenommen wurde. Da auch Deflagrationen mit Druckschwankungen einhergehen wurde das Fluid unter Berücksichtigung des idealen Gasgesetzes als kompressibel modelliert.

Bei chemischen Umwandlungsprozessen, wie sie die Verbrennung von Methan mit Sauerstoff zu Kohlenstoffdioxid und Wasser darstellt, wird die frei werdende Energie vom CFD-Modell über die Bildungsenthalpie der Reaktionspartner berücksichtigt. Die Verbrennung von Methan wurde im Modell mit einer Energiefreisetzung von 802 kJ mol^{-1} berücksichtigt.

Vorhergehende Untersuchungen haben gezeigt, dass der Verbrennungsverlauf durch das Turbulenzmodell beeinflusst wird [211]. In verschiedenen Studien zur Verbrennung von Methan konnten mit dem $k-\epsilon$ Turbulenzmodell gute Vorhersagen bei einem geringen Rechenaufwand erzielt werden [49, 88, 90, 94, 98, 132, 133, 172, 211], sodass dieses auch in dieser Arbeit angewendet wurde.

Eine sich maßgeblich auf die Flammenoberflächentemperatur auswirkende Größe stellt die Wärmestrahlung dar [94]. Diese kann über verschiedene Modelle berücksichtigt werden die sich in ihrer Genauigkeit, dem Rechenaufwand und ihrem Anwendungsbereich unterscheiden [26, 109]. Ein Anwendungsbereich der über die Wahl des Strahlungsmodells entscheidet ist durch die optische Dicke des Mediums gegeben in dem sich die Wärmestrahlung ausbreitet. Die optische Dicke ist als Produkt von Absorption und der Weglänge auf der die Absorption stattfindet definiert [109]. Große optische Dicken ergeben sich z. B. bei Verbrennungen mit großem Rußanteil [150]. Die Verbrennung von Methan und LNG-Gas ist durch einen geringen Rußanteil charakterisiert [34, 130], sodass die Umgebungsluft, die Verbrennungsprodukte sowie die Flamme als optisch dünn angenommen wurden. Für die Modellierung optisch dünner Medien eignet sich das Discrete Ordinates (DO) Modell, welches bereits in Studien zur Verbrennung von Methan/Luft-Gemischen Anwendung fand [20, 49, 158]. Beim DO Modell wird die Ausbreitung von Wärmestrahlung für eine finite Menge diskreter Raumwinkel bestimmt [26]. Bei der Modellierung wurden in Anlehnung an die Literatur [27] jeweils vier Aufteilungen in den Winkelbögen θ und ϕ sowie drei Pixel in θ und ϕ berücksichtigt. Weiterführende Informationen hierzu können der Literatur [26] entnommen werden. Als spektrales Modell zur Berücksichtigung von Wärmestrahlung in Gasen wurde das Weighted-Sum-of-Gray-Gases-Modell (WSGGM) berücksichtigt, welches so oder in erweiterter Form in vorhergehenden Arbeiten Anwendung fand und sich als valide zeigte [20, 49, 158, 212]. Für die Modellierung der Verbrennung von Methan eignet sich der Finite Rate und Eddy Dissipation Ansatz [88, 100, 172]. In dieser Studie fand das Eddy Dissipation Concept Modell unter Berücksichtigung einer Einschrittreaktion Anwendung. Bei dem verwendeten Verbrennungsmodell handelt es sich um eine Weiterentwicklung des Eddy Dissipation Ansatzes der mit dem Finite Rate Ansatz gekoppelt ist [26].

5.3.1 Untersuchungsgebiet, Netz und Randbedingungen

Auf Grundlage der Achsensymmetrie, der in den Experimenten verwendeten Röhre, wurde für die Modellierung die Anwendbarkeit eines achsensymmetrischen Modells angenommen. Das hierfür entwickelte zweidimensionale (2D) Modell zeigt Bild 5.2. Das Geometriemodell beinhaltet neben der Röhre, das angrenzende Freifeld als Zone. Die Röhre wurde in die zwei Zonen Zündung und Röhre unterteilt. Die Zone Zündung wurde in den transienten Modellen genutzt um jeweils die Zündung definiert über einen Wärmestrom einzuleiten. Als Ränder wies das Geometriemodell die Symmetrieachse, Wände sowie ein „pressure outlet“ in der Zone Freifeld auf.

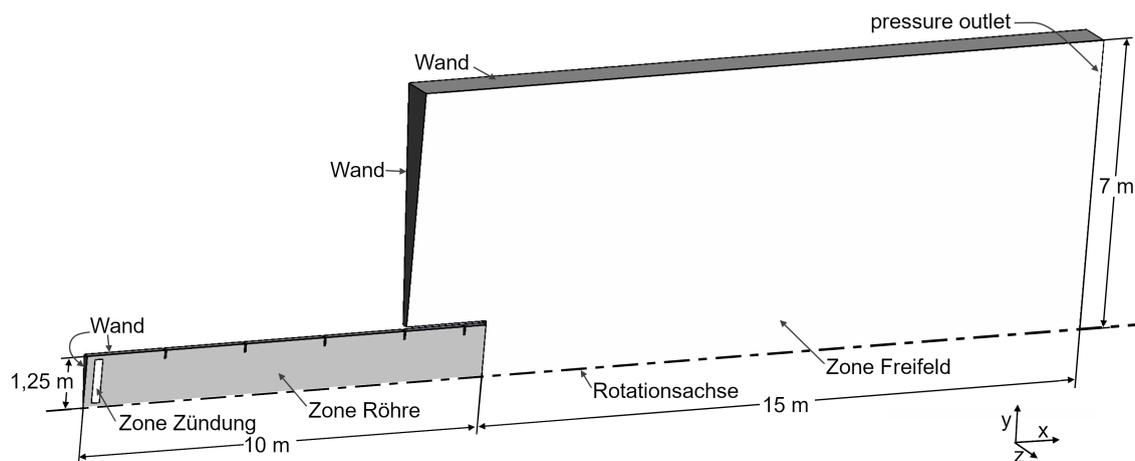


Bild 5.2: Schematische Darstellung des geometrischen Modells für die Kalibrierung des Verbrennungsmodells mit fünf Blenden und $k_{BG} = 0,5$.

Die achsensymmetrische Betrachtung hatte zur Folge, dass der Einfluss der Gravitation auf die horizontal ausgerichtete Röhre vernachlässigt werden musste. Diese Vereinfachung des CFD-Modells wird in Anlehnung an Untersuchungen von Odgers et al. als akzeptabel angenommen. Diese wiesen in Experimenten zur Verbrennung vorgemischter Kohlenwasserstoffe in Röhren nach, dass der Einfluss der Gravitation auf den Verbrennungsablauf in Röhren gering ist [155].

Für die Diskretisierung wurden strukturierte Netze mit Hexaeder-Elementen verwendet. Dabei wiesen die Elemente in den Zonen Zündung und Röhre die gleiche Kantenlänge auf. In der Zone Freifeld wurde ein Wachstumsfaktor von 1,01 berücksichtigt, sodass die Elementgröße mit steigendem Abstand zur Röhre zunahm. Die Abschätzung der Elementgröße erfolgte auf der Grundlage theoretischer Betrachtungen zur Ausbreitung von Druck in Kontinuen. So breitet sich Druck als Welle mit der Frequenz f und der Schallgeschwindigkeit v_c in Luft aus, wobei sich aus dem Quotienten v_c/f die Wellenlänge ergibt. Um mit einem diskretisierten Gitter eine Welle abbilden zu können muss die

maximale Elementgröße mindestens zweimal kleiner der Wellenlänge sein. Berücksichtigt man das Nyquist-Shannonsche Abtasttheorem sowie die in den Abschnitten 2.4.1.2 und 2.4.2.2 dargestellten potenziell schädigenden Druckwellen, so wurde angenommen, dass es genügt das Gitter für eine maximale Frequenz f von 1000 Hz zu dimensionieren. Nimmt man zudem die Schallgeschwindigkeit in Luft bei 20 °C mit 343 m s^{-1} an, die mit steigender Temperatur steigt, so ergibt sich eine maximale Elementgröße von 0,17 m. Eine Sensitivitätsanalyse des CFD-Modells erfolgt für die Elementgrößen 0,01 m, 0,02 m, 0,04 m, 0,08 m und 0,16 m in einer Röhre mit fünf Blenden und einem k_{BG} von 0,3. Dabei zeigte sich, dass sich die Elementgröße auf den Zeitverlauf der Zündung sowie die Druckentwicklung auswirkt. Mit steigender Elementgröße sank der berechnete Peakdruck. Mit den Elementgrößen von 0,01 m bis 0,04 m wurden sehr ähnliche Vorhersagen für die Druckentwicklung über der Zeit getroffen, sodass in der Untersuchung eine Elementgröße von 0,04 m in der Röhre Anwendung fand.

Zur Untersuchung der Validität des CFD-Modells für dreidimensionale (3D) Anwendungsfälle wurden 3D-Netze entwickelt und berechnet. Hierbei wurde die achsensymmetrische 2D-Geometrie durch eine 3D-Geometrie ersetzt, die sich aus der 90° Rotation der 2D-Geometrie um dessen Röhrenachse ergab. Auch in den 3D-Modellen wurden strukturierte Netze mit Hexaeder-Elementen von 0,04 m Kantenlänge in der Röhre verwendet. Verglichen zu den 2D-Netzen wiesen die 3D-Netze ca. 34-mal mehr Elemente auf.

5.3.2 Löser und Berechnungsablauf

Jede Berechnung basierte auf einem stationären und transienten Modell. In dem stationären Modell wurde ein ruhendes Fluid aus Luft berechnet. Nachdem eine stationäre Lösung mit entsprechenden Residuen gefunden wurde, erfolgte die Einstellung des explosionsfähigen Gemisches in den Zonen Zündung und Röhre mittels der Patch-Funktion von ANSYS Fluent 19 R3 und den in Tabelle 5.3 dargestellten Konzentrationen der Spezies. Hierbei war darauf zu achten, dass jede Spezies separat mittels Patch-Funktion angepasst werden musste, da sich in ANSYS Fluent 19 R3 jede durchgeführte Änderung nur auf die geänderte Spezies und die letzte Spezies in der Liste von in dem Modell berücksichtigten Spezies auswirkt. Die resultierende Lösung der mittels Patch-Funktion geänderten stationären Lösung stellte den initialen Zustand des Fluides in einem transienten Modell dar. Die Initiierung der Verbrennung in der transienten Berechnung erfolgte über einen Wärmestrom von $4 \cdot 10^6 \text{ W m}^{-3}$ in die Zone Zündung der über einen Zeitraum von 0,08 s aufgebracht wurde. Berechnet wurden bis zu 0,5 s. Dabei wurde eine

CFL basierte Zeitschrittweitensteuerung verwendet. Die berücksichtigten Einstellungen des Löser die vom Standard in ANSYS Fluent 19 R3 abweichen zeigt Tabelle 5.4.

Jede Berechnung wurde mit zwei Prozessoren Intel Xeon E7-4820 v4 mit 2 GHz Taktrate durchgeführt.

Tabelle 5.3: Konzentrationen von Spezies bei der Initialisierung eines LNG-Gas/Luft-Gemisches bei der Kalibrierung des Verbrennungsmodells.

LNG-Gas		Sauerstoff		Stickstoff	
Vol.-%	Mass.-%	Vol.-%	Mass.-%	Vol.-%	Mass.-%
8,5	4,9	19,5	22,5	72	72,6
9,5	5,55	19,5	22,45	71	72
11,5	6,8	18,6	21,7	69,9	71,5

Tabelle 5.4: Einstellungen des ANSYS Fluent 19 R3 Löser für die transiente Berechnung von Verbrennungen bei der Kalibrierung des Verbrennungsmodells.

Löser	Präzision	Double		
	Typ	Pressure-Based		
	Zeitschrittweitensteuerung	CFL-Zahl	5	
		Min. Zeitschrittweite	$1 \cdot 10^{-6}$ s	
		Max. Zeitschrittweite	$1 \cdot 10^{-3}$ s	
	Max. Iterationen je Zeitschritt	30		
Residuum für die Kontinuität	$1 \cdot 10^{-6}$ (lokal)			
Löser Methoden	Druck-Geschwindigkeits-Kopplung	Gekoppelt		
	Druck	Zweite Ordnung		
	Impuls	Zweite Ordnung		
	Turbulente Kinetische Energie	Zweite Ordnung		
	Dissipationsrate	Zweite Ordnung		
	Spezies	Zweite Ordnung		
	Energie	Zweite Ordnung		
Transiente Formulierung	Zweite Ordnung Implizit			

5.4 Ergebnisse und Diskussion

Ausgehend von der in Abschnitt 5.2 beschriebenen Methodik wurden Berechnungen mit den Präexponentialfaktoren $8,3 \cdot 10^{11} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$, $1 \cdot 10^{13} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$, $3 \cdot 10^{13} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$, $5 \cdot 10^{13} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$ und $1 \cdot 10^{14} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. Die berechneten mittleren Peakdrücke der CFD-Modelle im Vergleich zu den experimentell ermittelten mittleren Peakdrücke zeigen Bild 5.3 und Bild 5.4. Relative Abweichungen zwischen berechneten und experimentell ermittelten mittleren Peakdrücke zeigt Tabelle 5.5 zusammengefasst zu Setups mit unterschiedlich großen Blenden und berücksichtigten Präexponentialfaktoren sowie die durchschnittliche relative Abweichung von Setups mit gleichem Präexponentialfaktor.

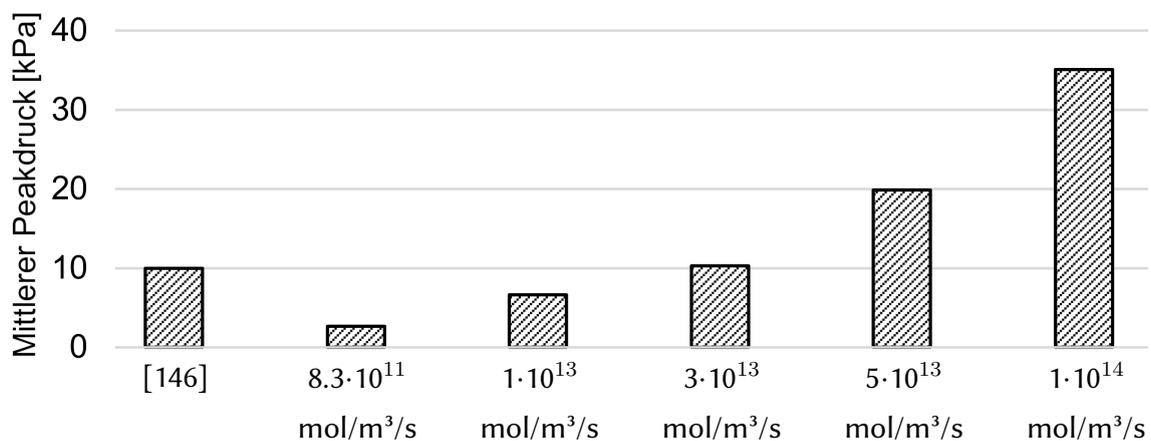


Bild 5.3: Vergleich von mittels Experimenten und Berechnungen ermittelten mittleren Peakdrücken bei der Verbrennung eines stöchiometrischen Methan/Luft-Gemisches in einer Röhre ohne Blenden, unter Berücksichtigung verschiedener Präexponentialfaktoren.

Tabelle 5.5: Relative Abweichungen von berechneten zu experimentell ermittelten mittleren Peakdrücken bei Verbrennungen stöchiometrischer Methan/Luft-Gemische in Röhren, unter Berücksichtigung verschiedener Setups von Blenden und Präexponentialfaktoren sowie die jeweils durchschnittliche relative Abweichung von Setups mit gleichem Präexponentialfaktor.

	$8,3 \cdot 10^{11}$ $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$	$1 \cdot 10^{13}$ $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$	$3 \cdot 10^{13}$ $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$	$5 \cdot 10^{13}$ $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$	$1 \cdot 10^{14}$ $\text{mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$
$k_{BG} = 0$	-74 %	-34 %	+3 %	+99 %	+251 %
$k_{BG} = 0,16$	-88 %	-49 %	+11 %	+41 %	+82 %
$k_{BG} = 0,3$	-89 %	-43 %	-7 %	+4 %	+28 %
$k_{BG} = 0,5$	-71 %	-14 %	+11 %	+24 %	+58 %
Durchschnitt	-82 %	-35 %	+4 %	+26 %	+67 %

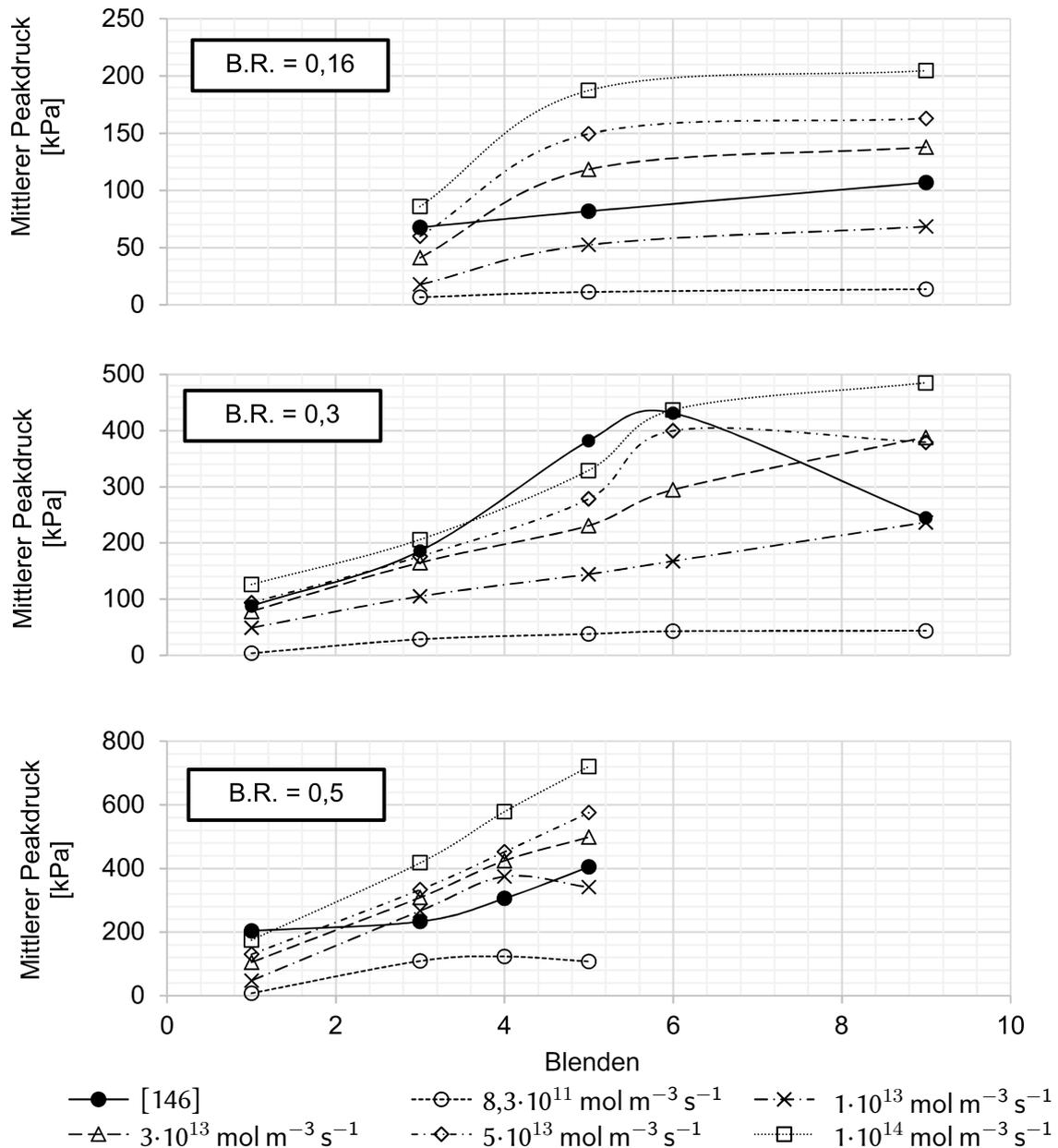


Bild 5.4: Vergleich von mittels Experimenten und Berechnungen ermittelten mittleren Peakdrücken bei der Verbrennung eines stöchiometrischen Methan/Luft-Gemisches in einer Röhre, unter Berücksichtigung verschiedener Mengen und Größen von Blenden sowie verschiedener Präexponentialfaktoren.

Mit dem in der dritten Stufe der Kalibrierung angewendeten Präexponentialfaktor von $3 \cdot 10^{13} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$ überschätzten die Berechnungsergebnisse der Modelle die mittleren Peakdrücke der Experimente im Durchschnitt um 4%. Aus der Untersuchung geht hervor, dass der Präexponentialfaktor einen sehr großen Einfluss auf die Berechnung des Peakdrucks hat. So führte die Anwendung des Datensatzes 1 aus Tabelle 5.1, der als Ausgangspunkt der Kalibrierung genutzt wurde, zu einer durchschnittlichen Unterschätzung des mittleren Peakdrucks um 82% und die Anwendung des von Datensatz 1 ad-

aptierten Datensatzes mit einem Präexponentialfaktor von $1 \cdot 10^{14} \text{ mol m}^{-3} \text{ s}^{-1}$ zu einer durchschnittlichen Überschätzung des mittleren Peakdrucks um 67 %.

Mit dem kalibrierten Datensatz von Arrhenius-Koeffizienten wurden weiterführende Untersuchungen durchgeführt. Bild 5.5 und Bild 5.6 zeigen den Vergleich von Berechneten und in Experimenten ermittelten Druckverläufen über der Zeit, die über den Peakdruck eines jeweiligen Experiments im Abstand x von 7,8 m miteinander synchronisiert wurden. In Bild 5.6 sind zudem Ergebnisse eines 2D- und 3D-Modells gegenübergestellt. Die Synchronisierung erfolgte um eine bessere Vergleichbarkeit zwischen unterschiedlichen Datensätzen zu gewährleisten. Alle Zeit-Druckverläufe aus Experimenten und Modellen wiesen eine ähnliche Charakteristik auf, die aus einer Niedrigdruckphase nach der Zündung (Phase 1) und einer sich anschließenden Peakdruckphase (Phase 2) bestand. In Phase 1 erfolgte die Zündung über den Röhrenquerschnitt, nach der sich die Flamme in Richtung des offenen Röhrenendes ausbreitete. Dabei blieb der Druck in allen Messpunkten tendenziell niedrig. Die Zeitspanne der Phase 1 variiert mit der angenommenen Zündquelle [146] und war in den Berechnungen ca. 0,1 s länger als in den Experimenten. In den Berechnungen stieg die Reaktionsrate ab dem Überschreiten einer Temperatur von ca. 800 K stark an, welches etwa der Selbstentzündungstemperatur von Methan entspricht. In Phase 2 stieg der Druck bis zum Peakdruck in jedem Querschnitt der Röhre an. Dabei stieg die Druckanstiegsrate über der Zeit mit zunehmendem Abstand zur Zündquelle an. Der erste Peakdruck wurde in den Messpunkten gemessen die am weitesten von der Zündquelle entfernt waren. Als Letztes wurde der Peakdruck in den Messpunkten aufgezeichnet, die sich in der Nähe der Zündquelle befanden. Nach Erreichen des Peakdrucks sank der Druck wieder auf den Umgebungsdruck ab.

Mit den 2D- und 3D-Modellen konnte der charakteristische Verlauf der Druckentwicklung qualitativ gut reproduziert werden. Quantitativ zeigten sich Abweichungen. Diese könnten z. B. aus der Art und Position der Druckmessung, Unterschieden in der Zündquelle oder systematischen und zufälligen Abweichungen im Verbrennungsablauf resultieren. Wie die vorhergehende Betrachtung aber zeigte, wird mit dem kalibrierten Präexponentialfaktor der Peakdruck im Mittel sehr gut vorhergesagt.

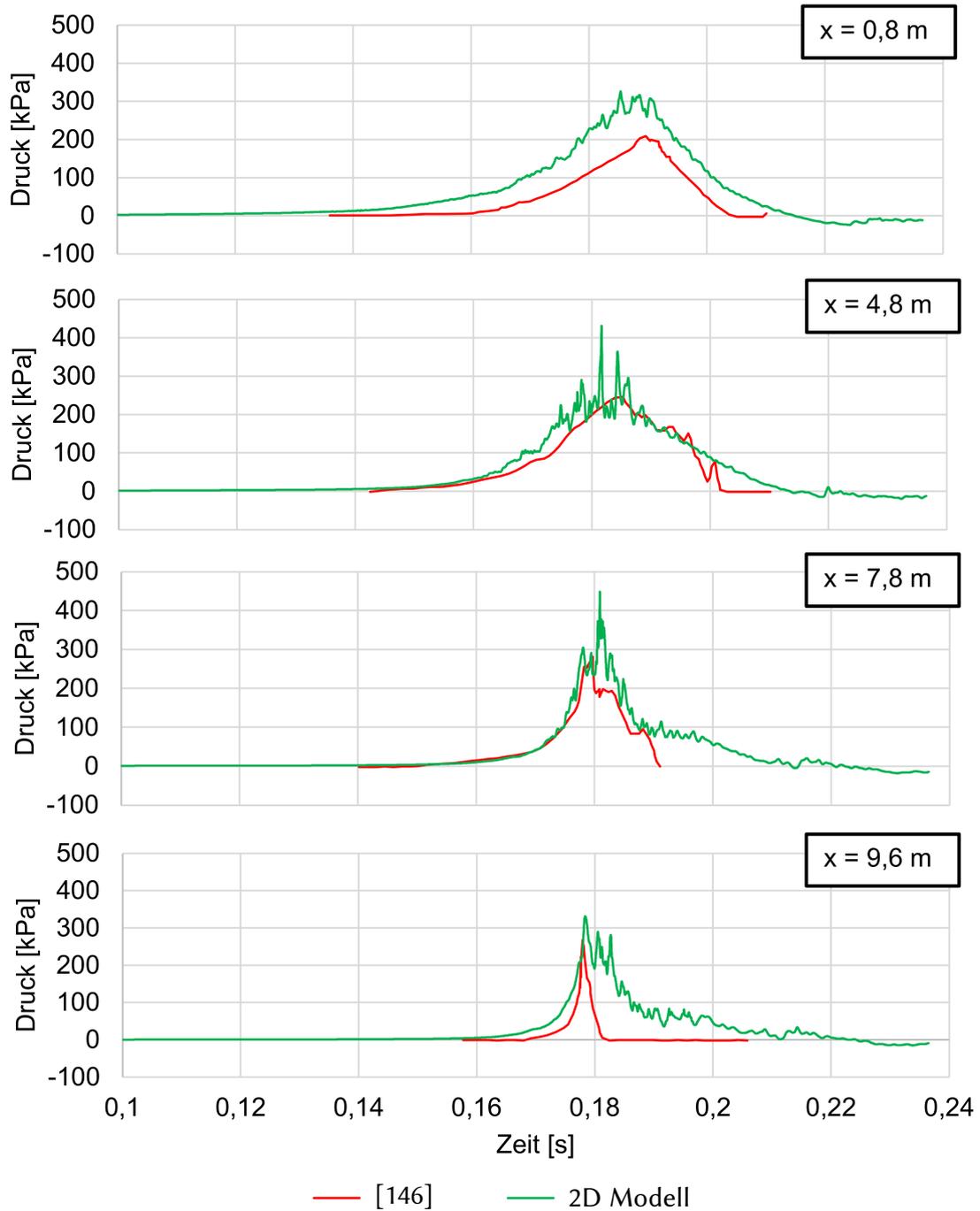


Bild 5.5: Vergleich von experimentell und numerisch bestimmten Druckverläufen über der Zeit in einer Röhre mit $k_{BG} = 0,3$ und 9 Blenden an vier Positionen mit axialem Abstand (x) zur Zündquelle.

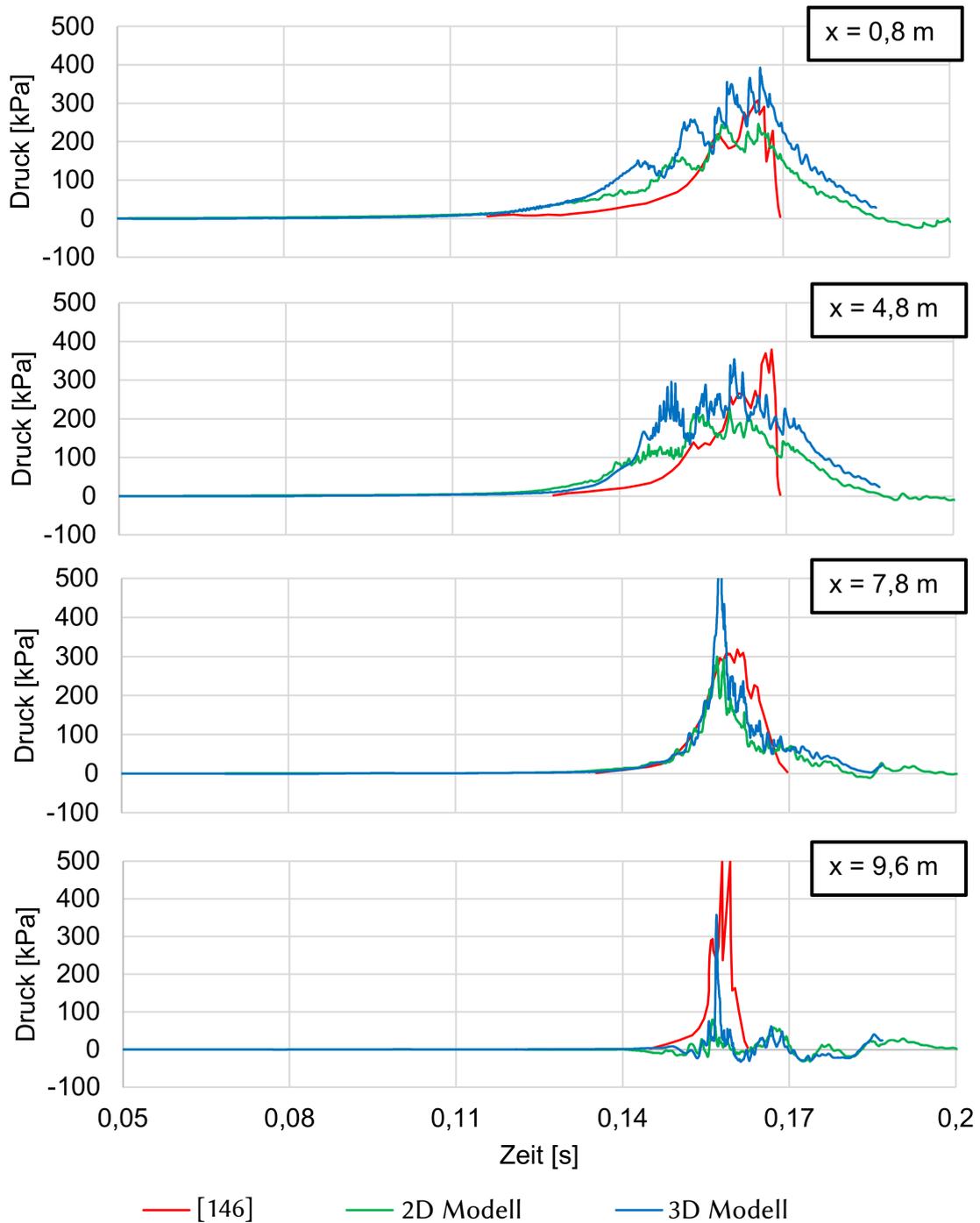


Bild 5.6: Vergleich von experimentell und numerisch bestimmten Druckverläufen über der Zeit in einer Röhre mit $k_{BG} = 0,3$ und 5 Blenden an vier Positionen mit axialem Abstand (x) zur Zündquelle.

Weitere Untersuchungen zur Sensitivität des kalibrierten CFD-Modells wurden für den Einfluss der Zusammensetzung des Gemisches auf den Peakdruck durchgeführt. Dabei wurden Methankonzentrationen von 8,5 Vol.-%, 9,5 Vol.-% und 11,5 Vol.-% in Luft berücksichtigt, für die auch experimentelle Untersuchung von Moen et al. durchgeführt wurden [146]. Die mit den Modellen und Experimenten ermittelten Peakdrücke über dem axialen Abstand in x zur Zündquelle zeigt Bild 5.7. Dabei erreichten in allen Messpunkten jeweils die Modelle und Experimente mit stöchiometrischen Gemischen (9,5 Vol.-% Methan in Luft) höhere Peakdrücke gegenüber den Modellen mit fettem (11,5 Vol.-% Methan in Luft) oder magerem (8,5 Vol.-% Methan in Luft) Gemisch.

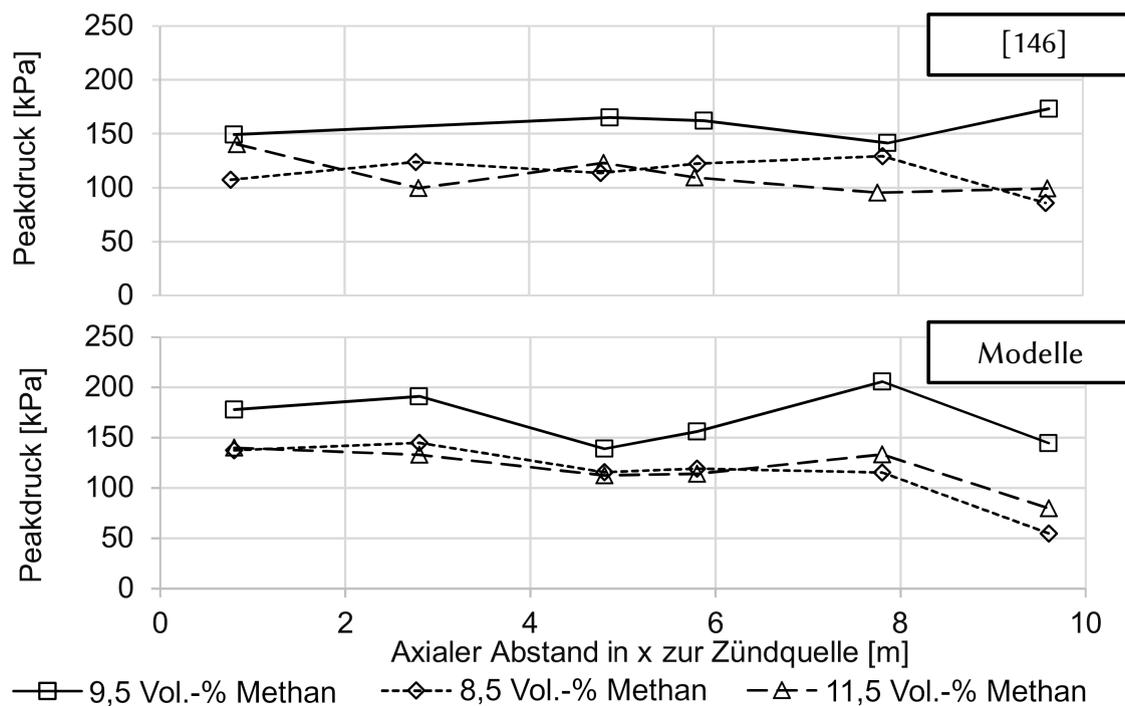


Bild 5.7: Bei Verbrennungen verschiedener Methan/Luft-Gemische experimentell und numerisch bestimmte Peakdrücke in mehreren axialen Abständen in x zur Zündquelle, in einer Röhre mit $k_{BG} = 0, 3$ und 3 Blenden.

5.5 Zusammenfassung

Mit dem kalibrierten CFD-Modell lassen sich, unter Berücksichtigung verschiedener Hindernisse sowie unterschiedlicher Zusammensetzungen von explosionsfähigen Gemischen aus Methan und Luft valide Vorhersagen des Druckverlaufs über der Zeit treffen. Aufgrund der großskaligen Experimente, mit denen die Validierung erfolgte, ist das kalibrierte CFD-Modell auch auf großskalige VCE anwendbar, wie es beispielsweise eine in dieser Arbeit zu untersuchende VCE in einem Tunnel darstellt.

Gefährdungsbeurteilung an Fallbeispielen

Dieser Abschnitt beschäftigt sich mit der Untersuchung der FB zum generischen Szenario im Tunnel, welche in Abschnitt 3 definiert wurden. Dabei wurden die Modelle die sich in den vorhergehenden Untersuchungen am geeignetsten zeigten berücksichtigt. Durchgeführt wurden zwei Gefährdungsbeurteilungen. Eine für die Freisetzung, Poolausbreitung und -Verdampfung sowie Stoffausbreitung und eine für die Verbrennung. Die Teilung der Gefährdungsbeurteilung erfolgte da von beiden Teilbereichen des generischen Szenarios unterschiedliche Gefahren ausgehen und die Verbrennung nicht in jedem Fall erfolgen muss, da sie das Vorhandensein einer Zündquelle und eines explosionsfähigen Gasgemisches bedarf.

6.1 Freisetzung, Poolausbreitung und -Verdampfung sowie Stoffausbreitung

6.1.1 Freisetzung von LNG vom Speicher

Ausgangspunkt eines jeden FB stellt die Freisetzung von LNG vom LNG-Kraftstoffspeicher dar, deren Quantifizierung anhand empirischer Modelle erfolgte. Auf Grundlage des Speicherdrucks von 0,85 MPa und der in Anlage A dargelegten Materialdaten für LNG aus 100% Methan ergibt sich für jedes FB ein Flash-Verdampfungsanteil von 25 % am freigesetzten Massenstrom vom LNG-Kraftstoffspeicher. Der größte Teil des freigesetzten LNGs bleibt somit zunächst flüssig und bedarf für dessen Verdampfung Energie aus der Umgebung. Die sich für die FB ergebenden Massenströme von LNG in der Gas- und Flüssigphase sowie die sich je FB ergebende Freisetzungszeitspanne vom LNG-Kraftstoffspeicher zeigt Tabelle 6.1.

Tabelle 6.1: Massenströme und Zeitspannen der Freisetzung in den untersuchten Fallbeispielen (FB) zur Freisetzung von LNG aus einem Kraftstoffspeicher.

FB	Durchmesser Leck [mm]	Berücksichtigte freisetzbare LNG Masse [kg]	konstanter Massenstrom vom LNG-Kraftstoffspeicher		Freisetzungs- zeitspanne [s]
			Flüssig [kg/s]	Gasförmig [kg/s]	
1	5	198	0,37	0,12	402
2	10	198	1,46	0,48	102
3	25	198	9,28	3,09	16
4	25	2 x 198	18,56	6,19	16

6.1.2 Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG auf Fahrbahnen

Der Freisetzung vom LNG-Kraftstoffspeicher folgt die Ausbreitung und Verdampfung von LNG in der Umgebung des LNG-Kraftstoffspeichers. Hierzu wurde angenommen, dass die gesamte freigesetzte Flüssigphase zur Poolausbreitung beiträgt, sodass eine Verdampfung von LNG auf dem Weg vom LNG-Kraftstoffspeicher zur Fahrbahn vernachlässigt wurde. Diese Annahme stützt sich auf zwei Aspekten. Erstens führt das LNG-Gas aus der Flash-Verdampfung im Bereich der Freisetzung zur Verdrängung der gegenüber LNG wärmeren Umgebungsluft, sodass Energie aus der Umgebungsluft tendenziell nicht zur Verdampfung des LNG beiträgt. Zweitens wurde die Freisetzung in Bodennähe des LNG-Kraftstoffspeichers angenommen und erfolgt somit in geringem Abstand zur darunter liegenden Fahrbahn wo sich der Pool ausbreitet, sodass in diesem Bereich keine weiteren Wärmequellen angenommen wurden.

Bei den Berechnungen zur Poolausbreitung und -Verdampfung wurden je FB die Materialdaten für LNG entsprechend Anlage A und die in Tabelle 6.1 dargestellten Massenströme der Flüssigphase von LNG sowie die Freisetzungszeitspanne vom LNG-Kraftstoffspeicher berücksichtigt. Im Folgenden werden notwendige Modifikationen zur Anwendung des in Abschnitt 4.1 dargestellten Modells auf Fahrbahnen von Straßen sowie weitere verwendete Randbedingungen dargelegt. Dem schließt sich die Darstellung der Ergebnisse und deren Diskussion an.

6.1.2.1 Modellbeschreibung

Fahrbahnen von Straßen verlaufen nicht wie in den experimentellen Untersuchungen von Moorhouse und Carpenter [149] in Waage, sondern weisen eine Querneigung von mindestens 2,5 % auf [9]. Auf dieser Grundlage wurde angenommen, dass sich der Pool

auf Straßen nicht kreisförmig, sondern kreisbogenförmig in einem Winkel φ symmetrisch zur Normalen der Fahrtrichtung auf der Fahrbahn ausbreitet wie es Bild 6.1 zeigt. Der dem Pool zugeführte Massenstrom von LNG wurde dabei im Scheitelpunkt des Kreisbogens angenommen.

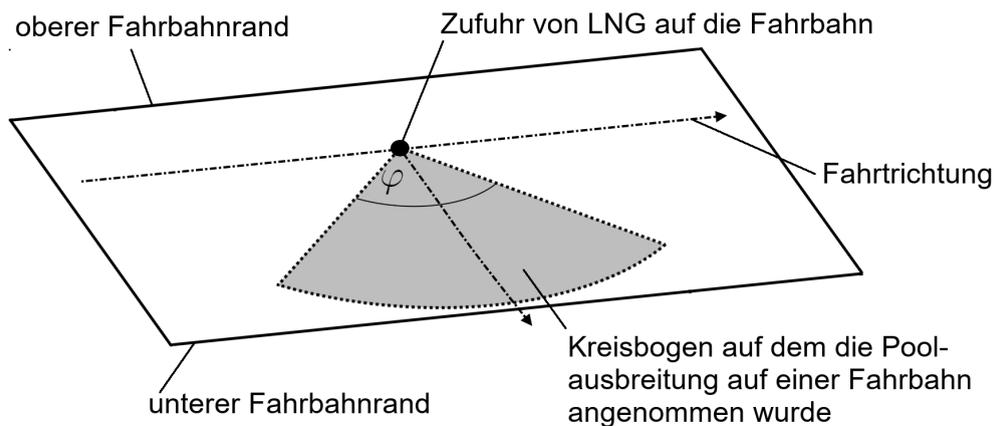


Bild 6.1: Angenommene Poolausbreitung auf einer Fahrbahn.

Unter Vernachlässigung von Kräften die sich aufgrund der geneigten Fahrbahn ergeben wurde angenommen, dass die kreisbogenförmig Poolausbreitung bei einem dem Pool zugeführten LNG-Massenstrom \dot{m}_φ äquivalent zur kreisförmigen Poolausbreitung verläuft, welche einem proportional zum Kreisbogen größeren dem Pool zugeführten LNG-Massenstrom \dot{m}_{Kreis} aufweist und sich somit mittels Gleichung 6.1 bestimmen lässt. In der Arbeit wurde φ mit 90° angenommen.

$$\dot{m}_{Kreis} = \frac{360^\circ}{\varphi} \dot{m}_\varphi \quad (6.1)$$

Wie bei der Validierung des Modells in Abschnitt 4.1.2 dargestellt wurde ist die Definition der Materialeigenschaften und der Oberflächentextur der Fahrbahn für die Modellierung der Poolausbreitung und -Verdampfung von großer Bedeutung. Nach dem Standard RStO 12 [14] können alle Fahrbahnbaubauklasse auf denen ein Schwerlastverkehr zulässig ist aus den Materialien Beton oder Asphalt hergestellt werden. Materialdaten verschiedener Betone zeigte Tabelle 4.2. Fahrbahnen aus Beton sind nach ZTV Beton-StB aus Luftporenbeton herzustellen [8], sodass für Fahrbahnen ein Beton mit mittlerer Rohdichte angenommen wurde. Des Weiteren ist in der ZTV Beton-StB die Oberflächentextur der Fahrbahn definiert. Diese hat bei der Fertigstellung eine Texturtiefe zwischen 0,7 mm bis 1,1 mm aufzuweisen [8]. Die Texturtiefe ist zur typischen LNG-Poolhöhe von ca. 10 mm [149] verhältnismäßig klein, führt aber dazu, dass die Oberfläche größer als eine ideal glatte Oberfläche ist und die Anwendung eines Korrekturfaktors χ von >1

rechtfertigt. Die Rauigkeit von Fahrbahnen aus Asphalt wird nach ZTV Asphalt-StB mittels Einwalzen von Zusatzstoffen mit Korngrößen zwischen 1 mm bis 5 mm erzeugt [7]. Durch das Einwalzen von Zusatzstoffen ist die Texturtiefe der fertigen Asphaltfahrbahn kleiner als die durchschnittlichen 3 mm Korngröße. Für diese Art von Asphalt wird somit auch ein Korrekturwert χ von >1 als angemessen angenommen. Da der Verdampfungsmassenstrom auf einer Oberfläche linear abhängig vom Energieabgabekoeffizienten k_{EA} ist, ergeben sich unter Berücksichtigung gleicher Korrekturwerte χ und der in Tabelle 6.2 dargestellten Materialeigenschaften verschiedener Fahrbahnbeläge auf Fahrbahnen aus Asphalt ca. 36 % geringere spezifische Verdampfungsmassenströme als auf Fahrbahnen aus Beton. Als kritischer für die Bildung eines explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisches wurde somit die Verdampfung von LNG auf Fahrbahnen aus Beton als aus Asphalt angenommen. Ausgenommen von dieser Annahme ist Offenporiger Asphalt (OPA), der sich zur Reduzierung der Geräuschentwicklung auf Autobahnen und Schnellstraßen eignet. Dieser weist einen Luftporengehalt von 22 Vol.-% bis 28 Vol.-% auf, welches eine offene bis wasserdurchlässige Porenstruktur der Fahrbahn mit sich bringt [7]. Hierdurch verringert sich einerseits die Dichte des Asphalts und andererseits erhöht sich die Oberfläche, was die Anwendung größerer Korrekturwerte χ als für Fahrbahndecken aus Beton oder dem zuvor betrachteten Asphalt erforderlich macht. Berücksichtigt man bei der Bestimmung des spezifischen Verdampfungsmassenstroms von LNG auf OPA den nach Briscoe und Shaw [39] empfohlenen maximalen Korrekturwert χ von 3 und auf Beton mittlerer Rohdichte einen Korrekturwerte χ von 2 wie er sich in dem vorhergehenden Abschnitt als zweckmäßig erwies, so ergeben sich auf Grundlage der in Tabelle 6.2 dargestellten Materialdaten ähnliche spezifische Verdampfungsmassenströme auf beiden Fahrbahnbelägen. Basieren auf diesem Vergleich wurde in dieser Arbeit die Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG auf Fahrbahnen aus Beton mittlerer Rohdichte bei einem Korrekturwert χ von 2 betrachtet, deren Ergebnisse somit auch repräsentativ für Fahrbahnen aus OPA angenommen werden. In dem Modell wurde zudem eine Rauigkeit der Fahrbahn von 1 mm berücksichtigt.

Tabelle 6.2: Thermische Materialeigenschaften von Beton und Asphalt als typische Fahrbahnbeläge.

Bodenmaterial	ρ_b [kg m ⁻³]	λ_b [W m ⁻¹ K]	c_b [J kg ⁻¹ K ⁻¹]	k_{EA} [Js ^{0,5} m ⁻² K ⁻¹]
Beton mit mittlerer Rohdichte	2000 [22]	1,35 [22]	1000 [22]	1643
Asphalt	2100 [22]	0,7 [22]		1212
Offenporiger Asphalt	1575 (bei 25 Vol.-% Luftporengehalt)	0,7 (angenommen entsprechend Asphalt)		1050

Ein weiterer Parameter des Modells stellt die Oberflächentemperatur der Fahrbahn dar. Hierbei wurde die für Tunnel typische mittlere Temperatur von 12 °C [79] berücksichtigt. Für das Modell wurde die initiale Poolgröße mit der Fläche eines Oberflächeninkrements des numerischen Modells definiert. Hierfür wurde in den Berechnungen eine Größe von 0,05 m² berücksichtigt, die sich als ausreichend für die Modellierung darstellte. Außerdem wurde in den Berechnungen eine Zeitschrittweite von 0,02 s berücksichtigt.

6.1.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Ergebnisse zu den in Tabelle 6.1 dargestellten FB, berechnet mit dem Modell zur Poolausbreitung und -Verdampfung über der Zeit, zeigt Bild 6.2 für den Poolradius, den AMSP, dem Quotienten aus AMSP und dem zugeführten Massenstrom des Pools (ZMSP) und der durchschnittlichen Poolhöhe.

Den AMSP für die FB zeigt Bild 6.2b. Der AMSP war initial am geringsten und stieg in allen FB mit steigender Poolgröße über der Zeit stetig an. Aus dem Vergleich von FB 1, FB 2 und FB 3 geht hervor, dass bei gleicher dem Pool zugeführter Gesamtmasse von LNG, der maximal erreichbare Poolradius (Bild 6.2a) und AMSP (Bild 6.2b) mit steigendem ZMSP anstieg. Der größte Poolradius wurde von FB 4 mit 7,9 m erreicht gefolgt von FB 3 mit 6 m, FB 2 mit 4,6 m und FB 1 mit 3,4 m. Aus der Analyse des Quotienten von AMSP und ZMSP geht hervor (Bild 6.2c) dass dieser je FB über der Zeit variierte und der maximal erreichte Quotient eines FB mit steigendem ZMSP abnahm. Hierbei wurden insbesondere für FB 3 mit 0,62 und für FB 4 mit 0,5 Maximalwerte von deutlich < 1 erzielt. Für FB 4 folgt daraus, dass der AMSP immer mindestens 50 % kleiner war als der ZMSP. Allgemein geht daraus hervor, dass mit steigendem ZMSP eine steigende Zeitverzögerung beim Transfer von ZMSP zu AMSP einher geht. Des Weiteren zeigt sich anhand des veränderlichen Quotienten über der Zeit, dass in keinem der untersuchten FB eine Proportionalität zwischen ZMSP und AMSP gegeben war. Dieses Verhalten lässt sich mittels der Poolausbreitung über der Zeit erklären. Hierzu zeigt Bild 6.2d, dass mit steigendem ZMSP die maximal erreichte Poolhöhe anstieg. In FB 3 und FB 4 lag die Poolhöhe über einen verhältnismäßig langen Zeitraum weit über der minimalen Poolhöhe $h_{c,\infty}$ von ca. 6 mm, deren Überschreitung es für die Poolausbreitung bedarf. Bezüglich eines LNG-Volumens im Pool sinkt mit steigender Poolhöhe die Kontaktfläche von LNG mit dem Boden, welches die Größe darstellt, deren Anstieg tendenziell mit einem Anstieg des AMSP einhergeht. Auf Grundlage dieses Verhaltens hat die Poolausbreitung und -Verdampfung einen bedeutenden Einfluss auf Störfallszenarien mit LNG. Es wird angenommen, dass durch die Poolausbreitung und -Verdampfung auch eine spontane LNG-Freisetzung, wie sie z. B. bei einem größeren als in dieser Arbeit betrachteten

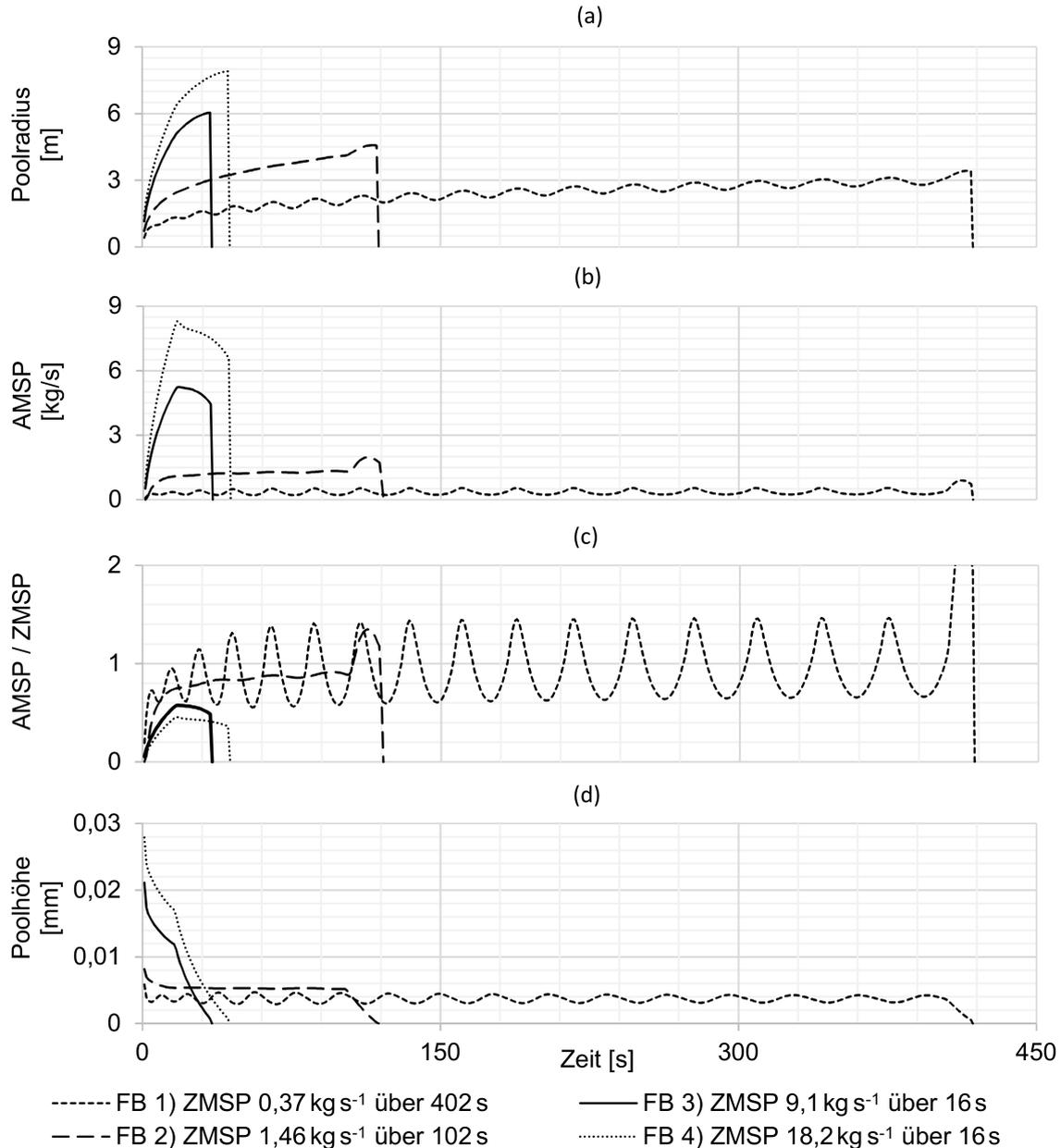


Bild 6.2: Ergebnisse des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung für vier Fallbeispiele (FB) von Leckagen in LNG-Kraftstoffspeichern. Dargestellt sind (a) der Poolradius, (b) der mittels Verdampfung abgeführte Massenstrom des Pools (AMSP), (c) der Quotient von AMSP und dem zugeführten Massenstrom des Pools (ZMSP) sowie (d) die durchschnittliche Poolhöhe, jeweils über der Zeit.

LNG-Kraftstoffspeicherhüllenbruch gegeben sein könnte, zu einer kontinuierlichen Freisetzung von LNG-Gas führen würde, wie sie beispielsweise in dem in diesem Abschnitt untersuchten FB 4 gegeben war. Obwohl die Berücksichtigung des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung eine Zeitverzögerung bei der Verdampfung von LNG mit sich brachte zeigte sich in allen untersuchten FB, dass das freigesetzte LNG zeitnah verdampfte. Dies könnte zu der Annahme führen, dass die Berücksichtigung des Modells zur Poolausbreitung und -Verdampfung vernachlässigbar ist und der komplette

vom LNG-Kraftstoffspeicher freigesetzte Massenstrom gasförmig am Siedepunkt von LNG angesehen werden könnte. Gegenüber dieser vereinfachten Annahme liefert das Modell zur Poolausbreitung und -Verdampfung aber weitere Informationen wie z. B. der Freisetzungsfläche über der Zeit. Ausgehend von allgemeinen Untersuchungen zur Ausbreitung von Schwergasen [2, 111, 137] ist bekannt, dass sich die Freisetzungsfläche auf die Stoffausbreitung des Gases auswirkt, und somit eine Freisetzung über eine Fläche anders auf die Schwergasausbreitung auswirkt als z. B. die Freisetzung über eine Punktquelle. Da auch LNG im Anschluss an die Verdampfung gegenüber der Umgebungsluft ein Schwergas darstellt, wird dieser Aspekt als relevant angenommen. Die Poolgröße stellt somit eine wichtige Größe für die darauf folgenden Untersuchungen der Stoffausbreitung dar, die in der Praxis aber auch durch bauliche Randbedingungen wie z. B. der Entwässerung des Tunnels begrenzt sein kann.

6.1.3 Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel

In diesem Abschnitt erfolgt die Betrachtung von FB zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel. Entsprechend dem in Abschnitt 3 definierten generischen Szenario liegt der Untersuchung der FB zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel, die für die FB in Abschnitt 6.1.1 dargestellten Freisetzungszeitspannen und Massenströme aus der Flash-Verdampfung sowie die in Abschnitt 6.1.2.2 für die FB dargestellten Kurven der AMSP zugrunde. Die Untersuchung baut auf dem in Abschnitt 4.3 dargestellten MVT 1 auf. Im Folgenden werden dem jeweiligen FB entsprechende Modifikationen des MVT 1 sowie weitere verwendete Randbedingungen dargelegt. Dem schließt sich die Darstellung der Ergebnisse und deren Diskussion an.

6.1.3.1 Modellbeschreibung

Abweichend von MVT 1 wurde je FB die Fläche zur Freisetzung von LNG-Gas entsprechend der in Abschnitt 6.1.2 berechneten maximalen Poolgrößen variiert. Die in den berechneten Modellen der FB berücksichtigten Flächen für den VMSF und die AMSP zeigt Bild 6.3. Die in den transienten Berechnungen der FB berücksichtigten Massenströme für LNG-Gas zeigt Bild 6.4.

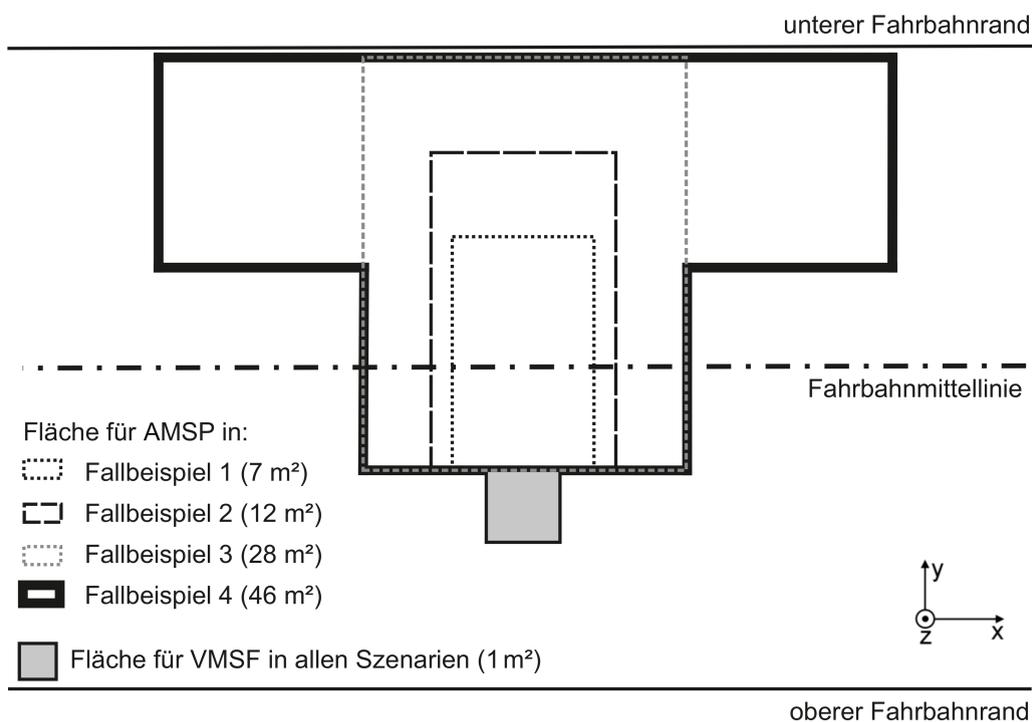


Bild 6.3: Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte Flächen für die Freisetzung von LNG-Gas durch den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP) und den Verdampfungsmassenstrom der Flash-Verdampfung (VMSF).

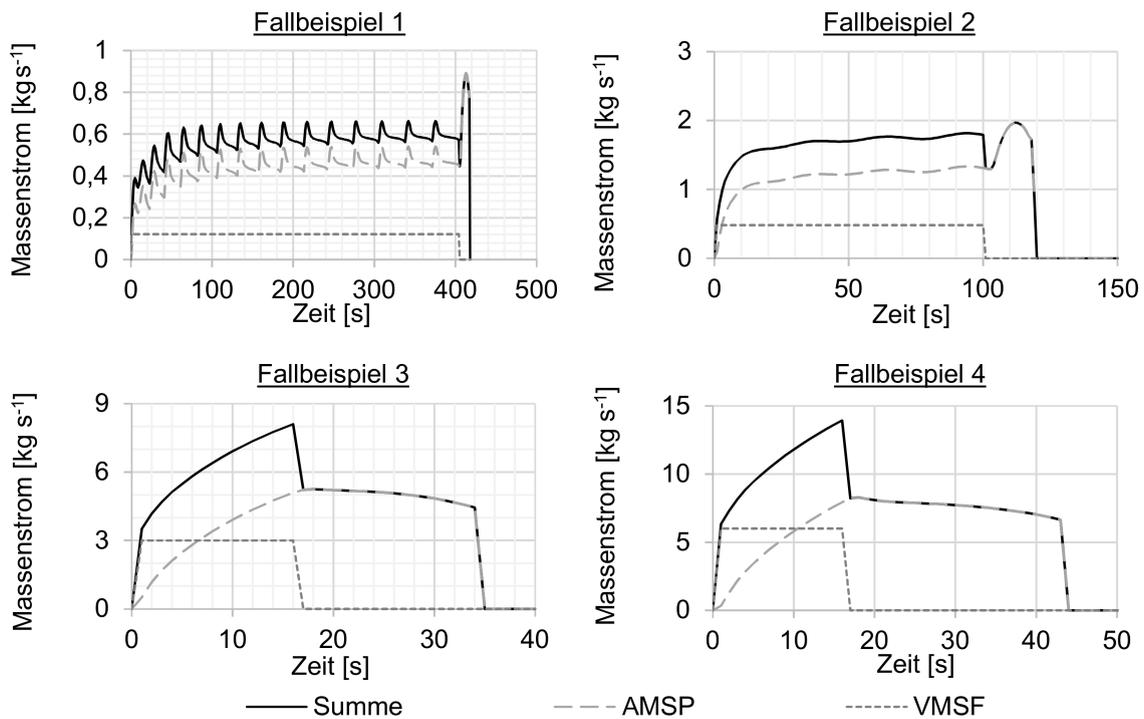


Bild 6.4: Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte LNG-Gas Massenströme, aufgeteilt auf den Massenstrom der Flash-Verdampfung (VMSF) und den abgeführten Massenstrom vom Pool (AMSP).

In der Untersuchung zu MVT 1 in Abschnitt 4.3 wurde eine durchschnittliche Lüftungsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} im Tunnel berücksichtigt. Diese ist in der Praxis variabel und sollte im Nominalbetrieb zwischen 1 m s^{-1} und 10 m s^{-1} liegen. Des Weiteren sollte diese im Brandfall kleiner als 3 m s^{-1} sein [6]. Um den Einfluss der Längsgeschwindigkeit auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas zu untersuchen, wurde jedes FB mit den Längslüftungsgeschwindigkeiten 1 m s^{-1} und 3 m s^{-1} berechnet. Die für die Berechnung der Strömung im Tunnel erforderlichen Randbedingungen für die Geschwindigkeit, die TKE und die spezifische Dissipationsrate wurden wie in Abschnitt 4.3 dargestellt jeweils über eine Vorberechnung generiert und in den Modellen der FB über Profile berücksichtigt die Bild 6.5 zeigt.

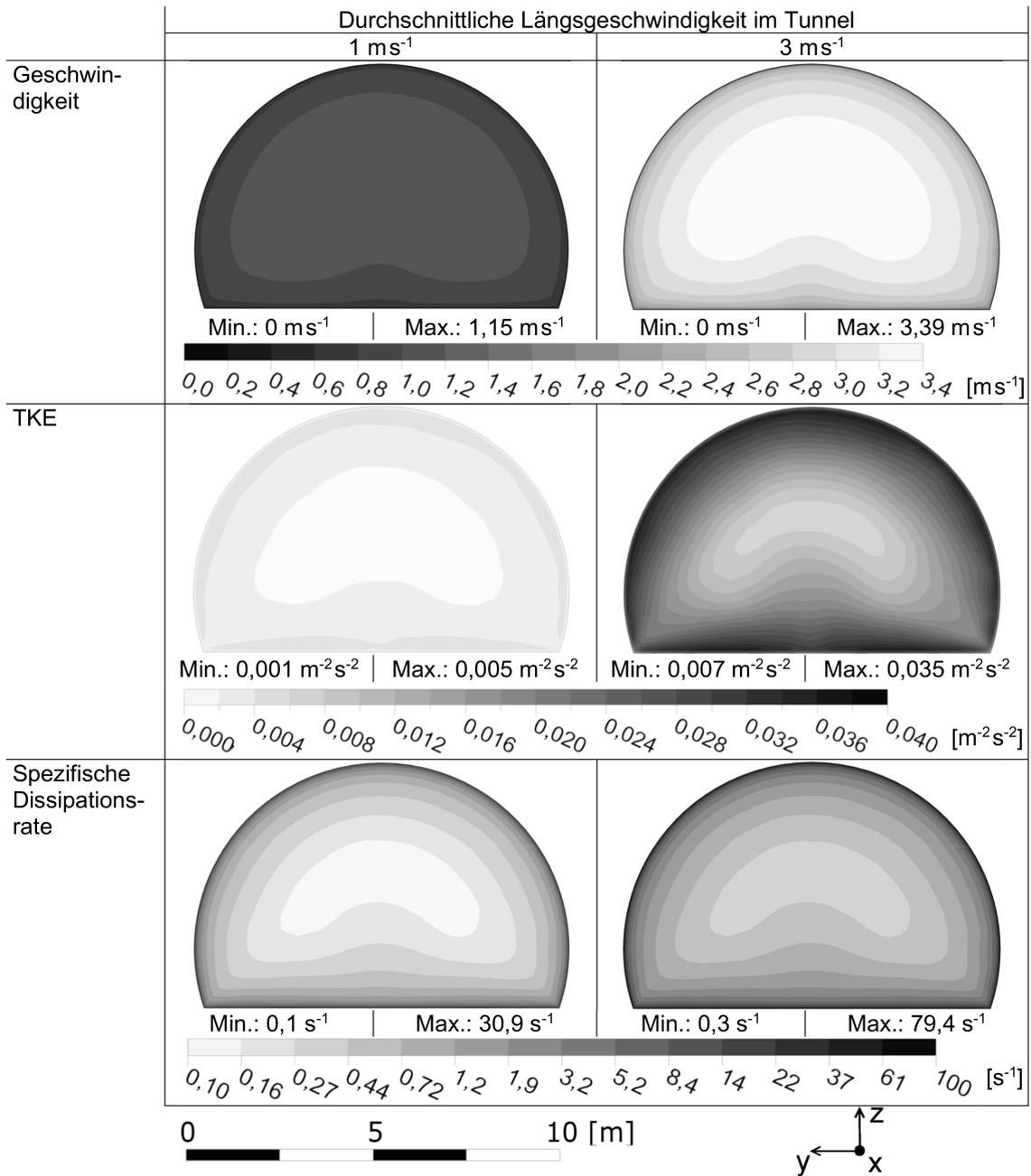


Bild 6.5: Bei der Berechnung von Fallbeispielen zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln berücksichtigte Profile für Geschwindigkeit, TKE und spezifische Dissipationsrate im Tunnelquerschnitt des „velocity inlets“ bei den Längsgeschwindigkeiten 1 m s^{-1} und 3 m s^{-1} .

6.1.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Numerisch modelliert wurde die Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln in Folge der Freisetzung aus einem LNG-Kraftstoffspeicher eines LKW mit Massenströmen von $0,49 \text{ kg s}^{-1}$ (FB 1) bis $24,2 \text{ kg s}^{-1}$ (FB 4) unter Berücksichtigung von Flash- und Poolverdampfung sowie den Lüftungsgeschwindigkeiten im Tunnel von 1 m s^{-1} und 3 m s^{-1} .

Die Ergebnisse des Volumens im Tunnel mit einer LNG-Gas-Konzentration von mehr als 2,2 Vol-% sowie die Konzentrationsverteilung von LNG-Gas im Tunnellängsschnitt zeigen jeweils für vier Zeitpunkte und die zwei berücksichtigten durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten im Tunnel die Bilder 6.6 bis 6.9. Jedes der Bilder zeigt die Zeitpunkte 20 s und 50 s nach Beginn der Freisetzung vom LNG-Kraftstoffspeicher. Die zwei weiteren dargestellten Zeitpunkte wurden fallspezifisch so gewählt, dass sie die Gasausbreitung im jeweiligen FB gut abbildeten.

In allen Berechnungen wies die Stoffausbreitung von LNG-Gas über der Zeit eine ähnliche Charakteristik auf. Diese unterteilte sich in drei Phasen, deren jeweilige Ausprägung vom in das Untersuchungsgebiet eingehenden LNG-Gas Massenstrom und von der Längsgeschwindigkeit im Tunnel abhängig war. Von den untersuchten FB verdeutlichte FB 3 bei einer Längsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} diese Charakteristik am besten. Für FB 3 wurde daher in Bild 6.10 zusätzlich die Temperatur, die Dichte, die Geschwindigkeit und die TKE im Tunnellängsschnitt zu den vier selben Zeitpunkten dargestellt die auch Bild 6.8 zeigt.

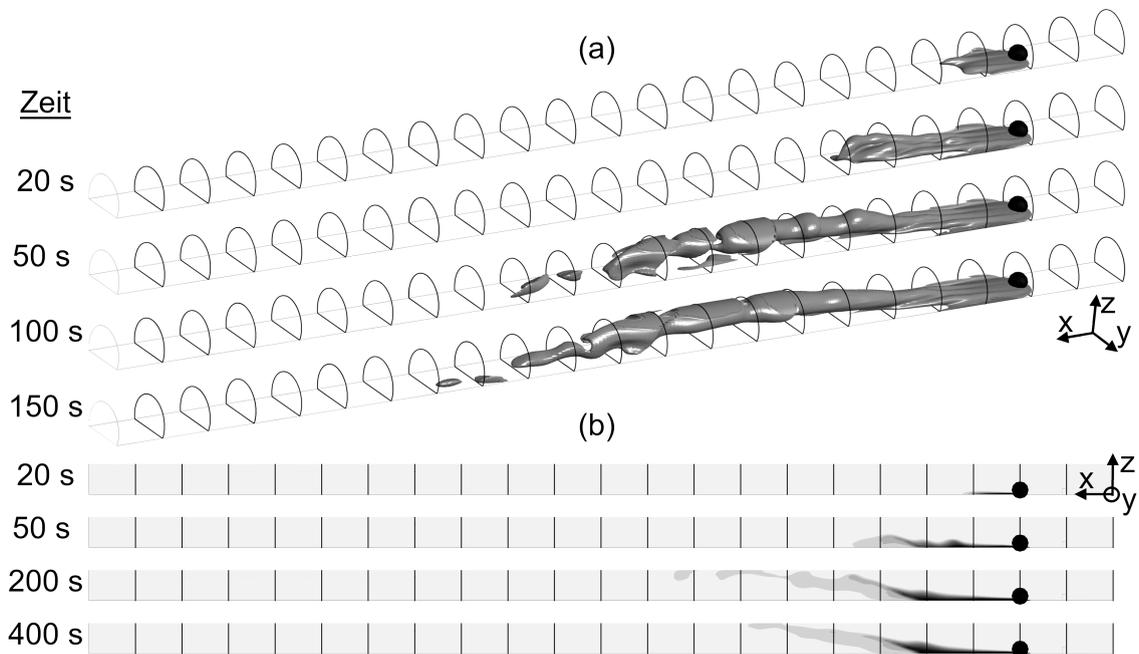
In Phase 1 stellte das noch hoch konzentrierte LNG-Gas gegenüber der Luft im Tunnel ein Schwergas dar, dessen initiale Geschwindigkeit normal zur Längsgeschwindigkeit im Tunnel verlief. Das hoch konzentrierte und kalte LNG-Gas breitete sich bodennah in alle Richtungen der Fahrbahn aus und somit auch entgegen der Längsströmung des Tunnels. Im Bereich der LNG-Freisetzung erhöhte sich die Längsgeschwindigkeit der Tunnelströmung, welches sich dadurch begründen ließ, dass das Schwergas ein Hindernis für die Längsströmung des Tunnels darstellte und somit den effektiven Strömungsquerschnitt des Tunnels reduzierte. Mit ansteigender Höhe zur Fahrbahn verringerte sich in dieser Phase der Stoffausbreitung die Konzentration von LNG-Gas in Luft.

Phase 2 der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft, war durch die Aufhebung der Konzentrationsschichtung von LNG-Gas am Boden des Tunnels geprägt. Einen maßgeblichen Anteil leistete hierbei, wie in Abschnitt 4.3.2 diskutiert, der Auftrieb. Dieser resultierte aus der Erwärmung des LNG-Gases an Oberflächen sowie dem Mischprozess von LNG-Gas und Luft. In Folge des Auftriebs beschleunigte sich die Durchmischung der Gase, wodurch sich diese in Geschwindigkeit, Dichte und Temperatur anpassten wie es

exemplarisch Bild 6.10 in den Darstellungen a, b und c, zeigt. Außerdem geht aus der in Bild 6.10d dargestellten TKE hervor, dass sich mit dem Mischprozess die Turbulenz im Gemisch erhöhte. Es wird angenommen, dass dies eine Folge der miteinander interagierenden Strömungen war, die unterschiedliche Raumrichtungen und Geschwindigkeiten aufwiesen.

In Phase 3 sammelten sich die Volumina mit den größten LNG-Gas Konzentrationen, bedingt durch den Auftrieb und die geringere Dichte gegenüber der Umgebungsluft, an der Tunneldecke. Dies zeigen exemplarisch im Tunnellängsschnitt für FB 3 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit im Tunnel von 1 m s^{-1} und den Zeitpunkten 100 s und 150 s nach Beginn der Freisetzung Bild 6.8 anhand der Konzentrationsverteilung und Bild 6.10b anhand der Dichteverteilung. Außerdem stellte sich in Phase 3 wie zuvor in Phase 1 eine Schichtung der Konzentration ein, wobei die Konzentration von LNG-Gas mit steigender Tunnelhöhe zunahm, wie es beispielhaft aus Bild 6.8 für FB 3 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit im Tunnel von 1 m s^{-1} hervorgeht. Jedoch ist die Schichtung in Phase 3 stabiler als in Phase 1, wie es exemplarisch aus den Konzentrationsverteilungen zu FB 3 und FB 4 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit im Tunnel von 1 m s^{-1} dargestellt in den Bildern 6.8 und 6.9 hervorgeht. Diese Beobachtung zur Stabilität der Schichtung in Phase 3 deckt sich mit den Untersuchungen von König [111] der feststellte, dass die Mischrate von Gasen mit sinkender Dichtedifferenz abnimmt. Bild 6.10b kann entnommen werden, dass die Dichte des sich an der Tunneldecke gesammelten Gemisches nur marginal kleiner war als die Dichte der Gase in der umliegenden Tunnelströmung.

durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 1 ms^{-1}



durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 3 ms^{-1}

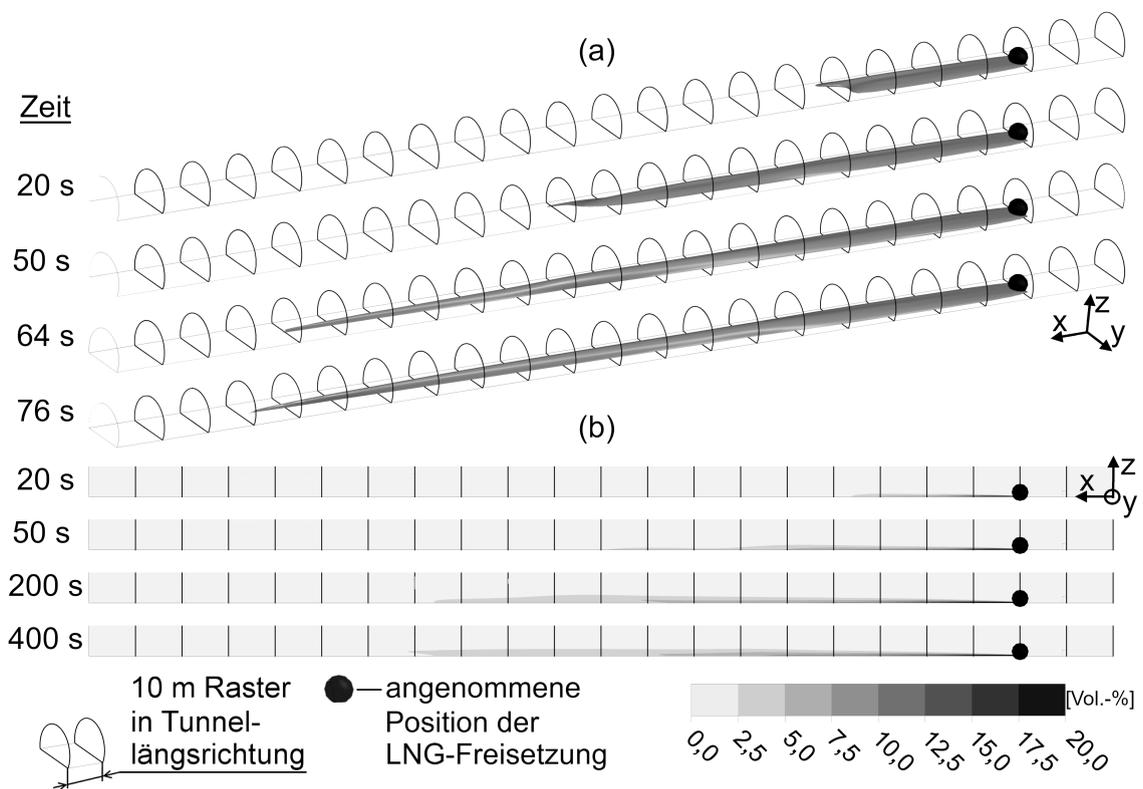
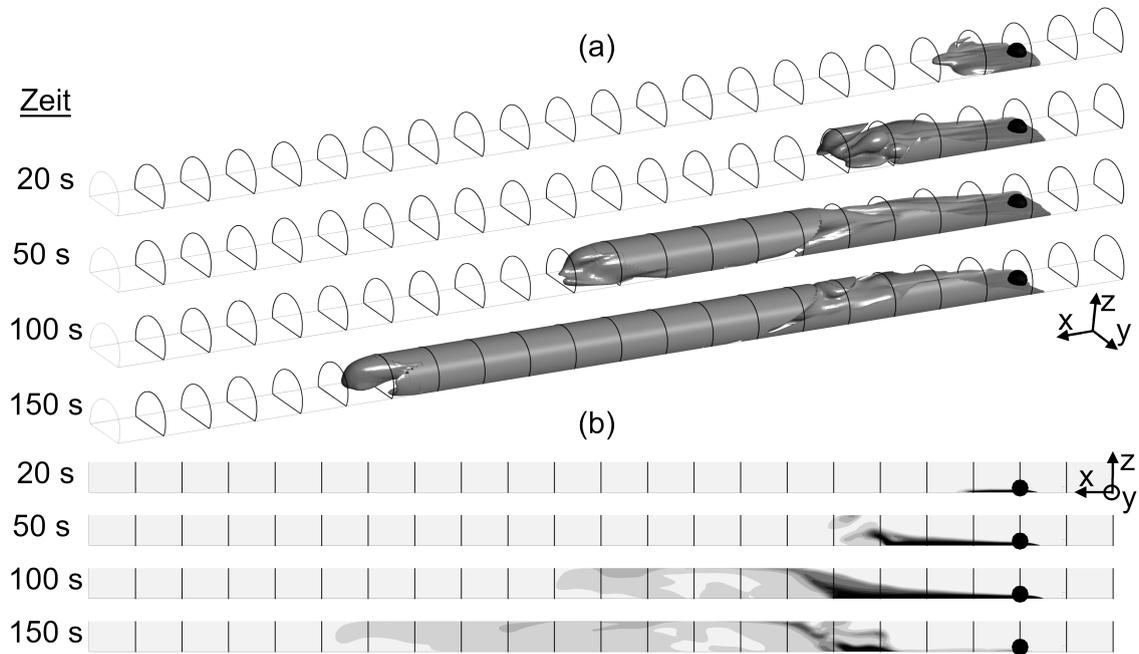


Bild 6.6: Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnellängsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 1.

durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 1 ms^{-1}



durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 3 ms^{-1}

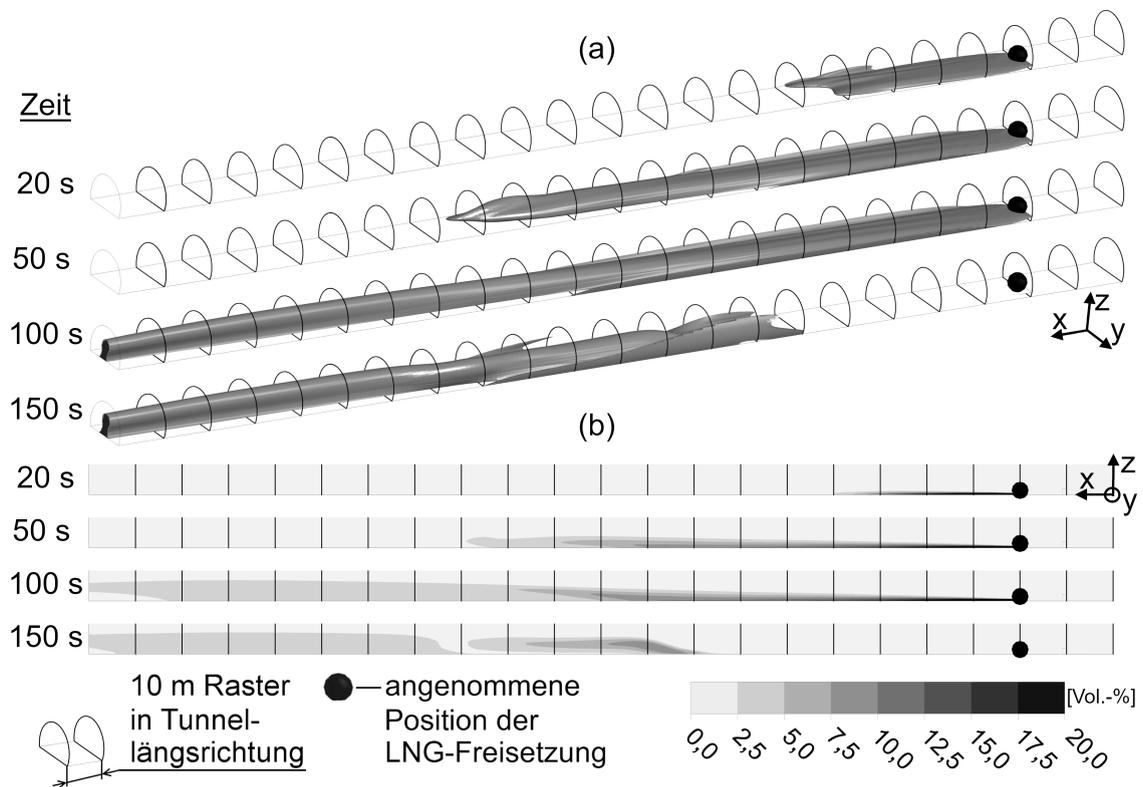
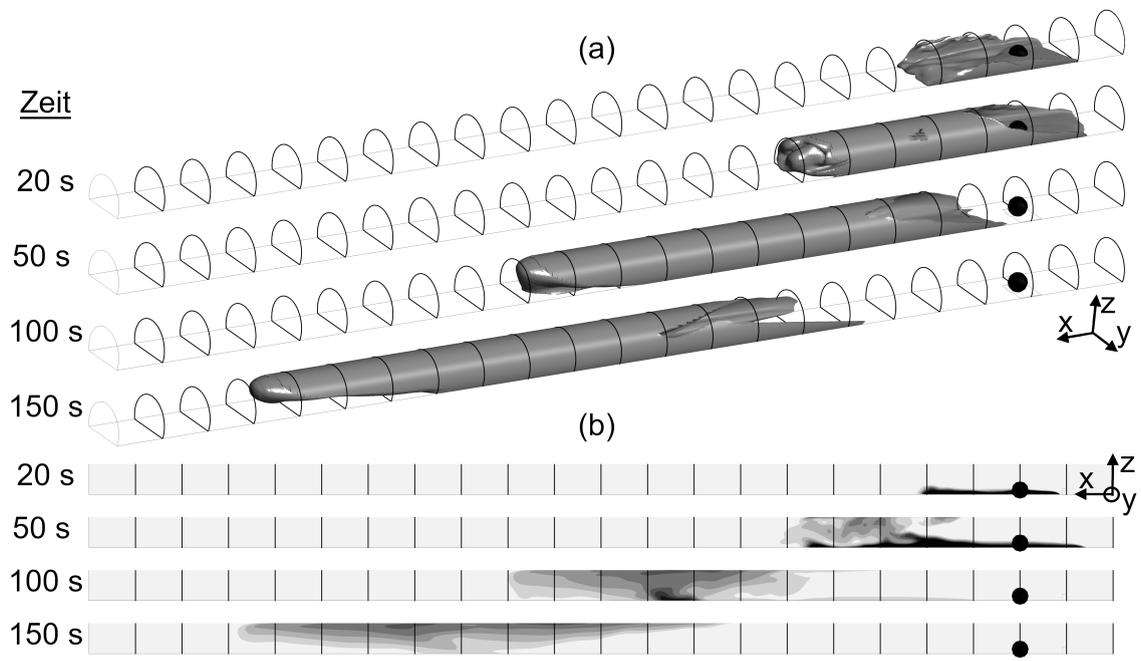


Bild 6.7: Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnellängsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 2.

durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 1 ms^{-1}



durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 3 ms^{-1}

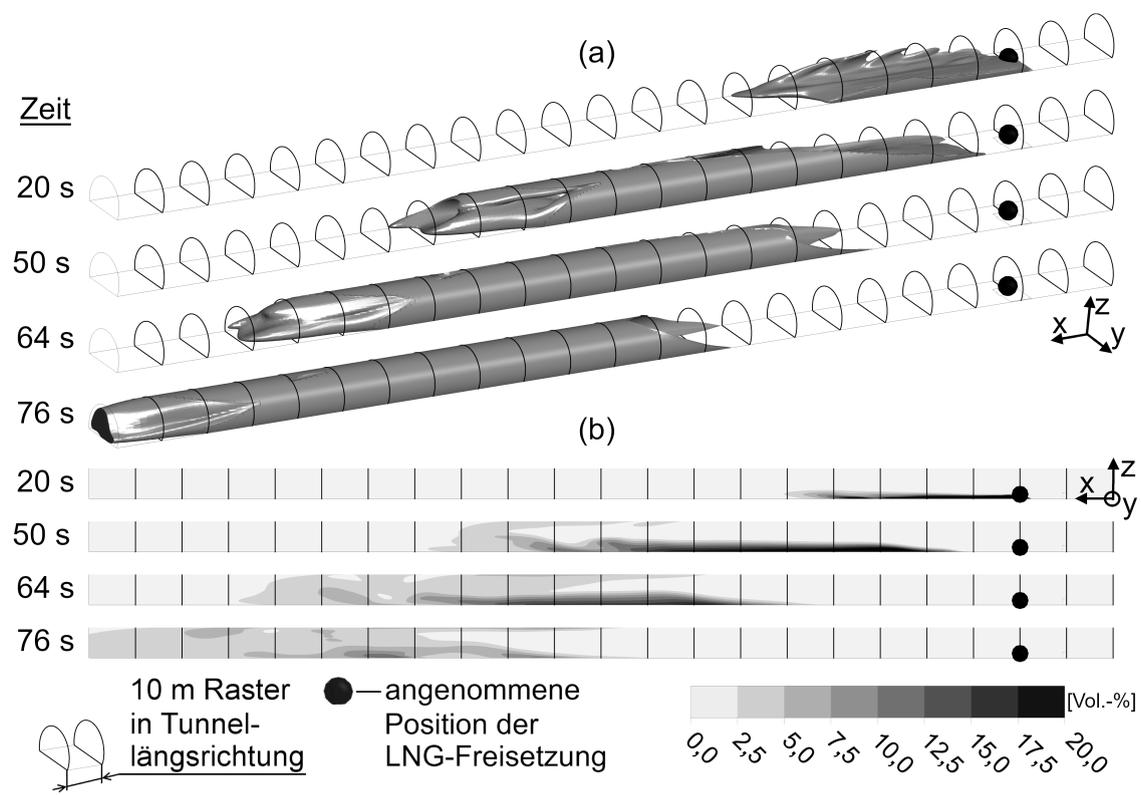
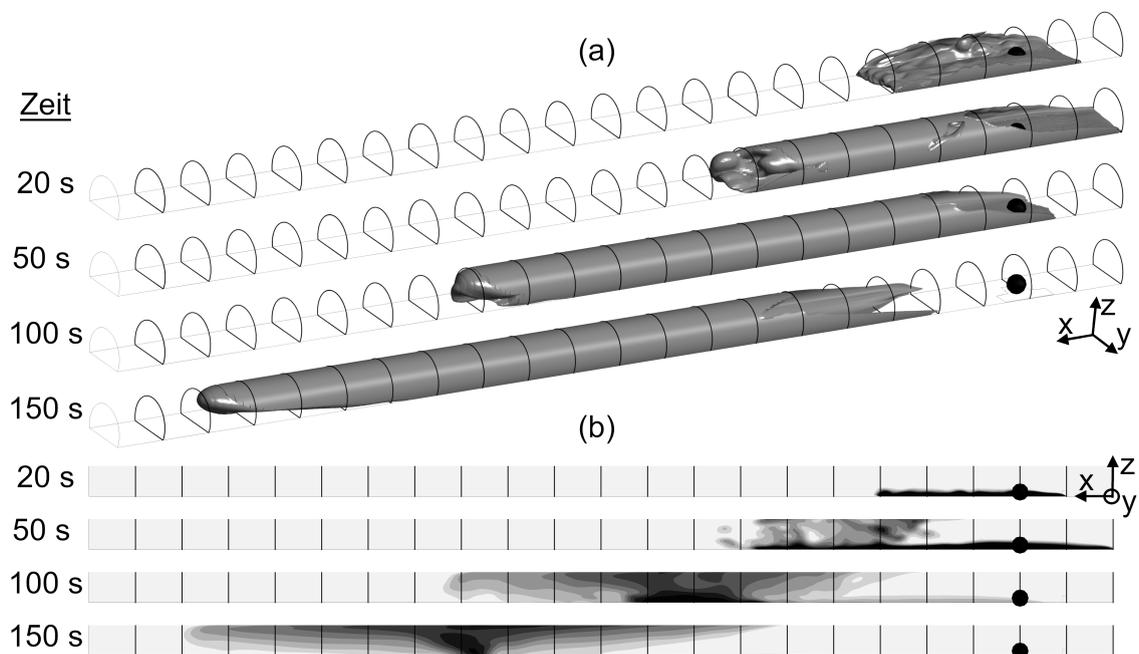


Bild 6.8: Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnellängsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 3.

durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 1 ms^{-1}



durchschnittliche Längsgeschwindigkeit 3 ms^{-1}

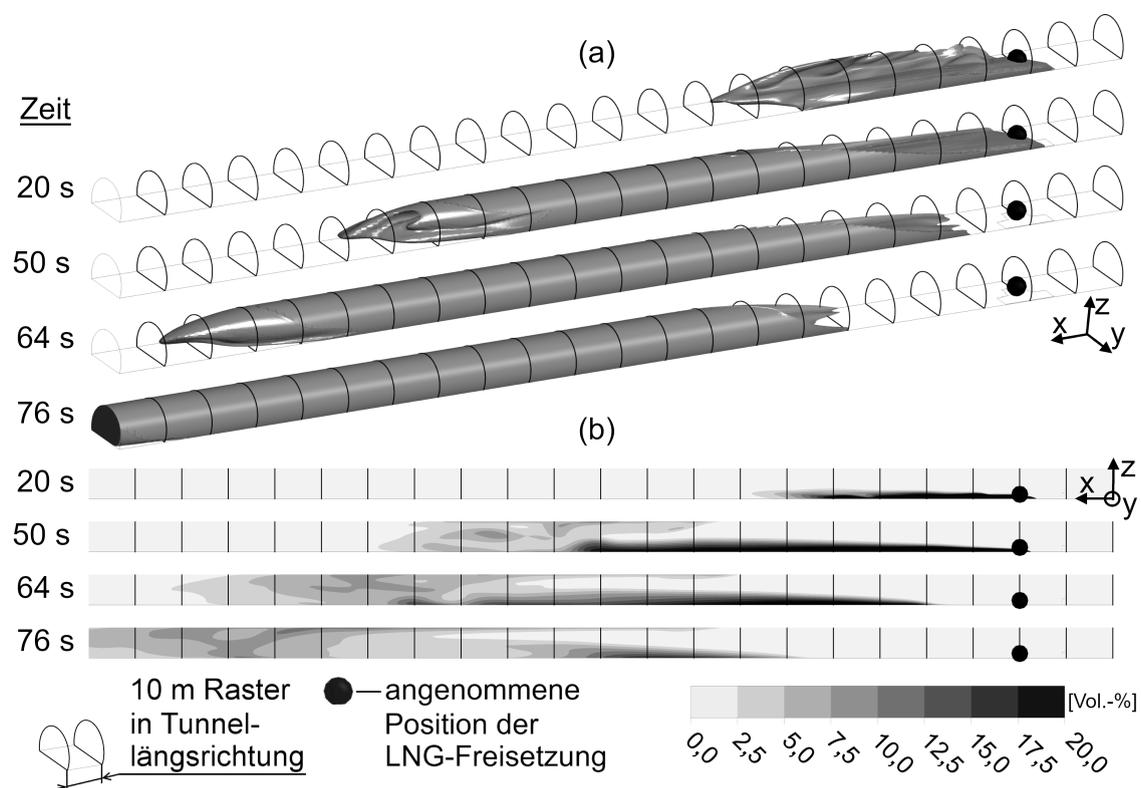


Bild 6.9: Ergebnisse für (a) das Volumen mit einer Konzentration von mehr als 2,2 Vol.-% LNG-Gas in Luft und (b) die LNG-Gas-Konzentration im Tunnellängsschnitt zu vier Zeitpunkten und für zwei Längsgeschwindigkeiten im Tunnel in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Fallbeispiel 4.

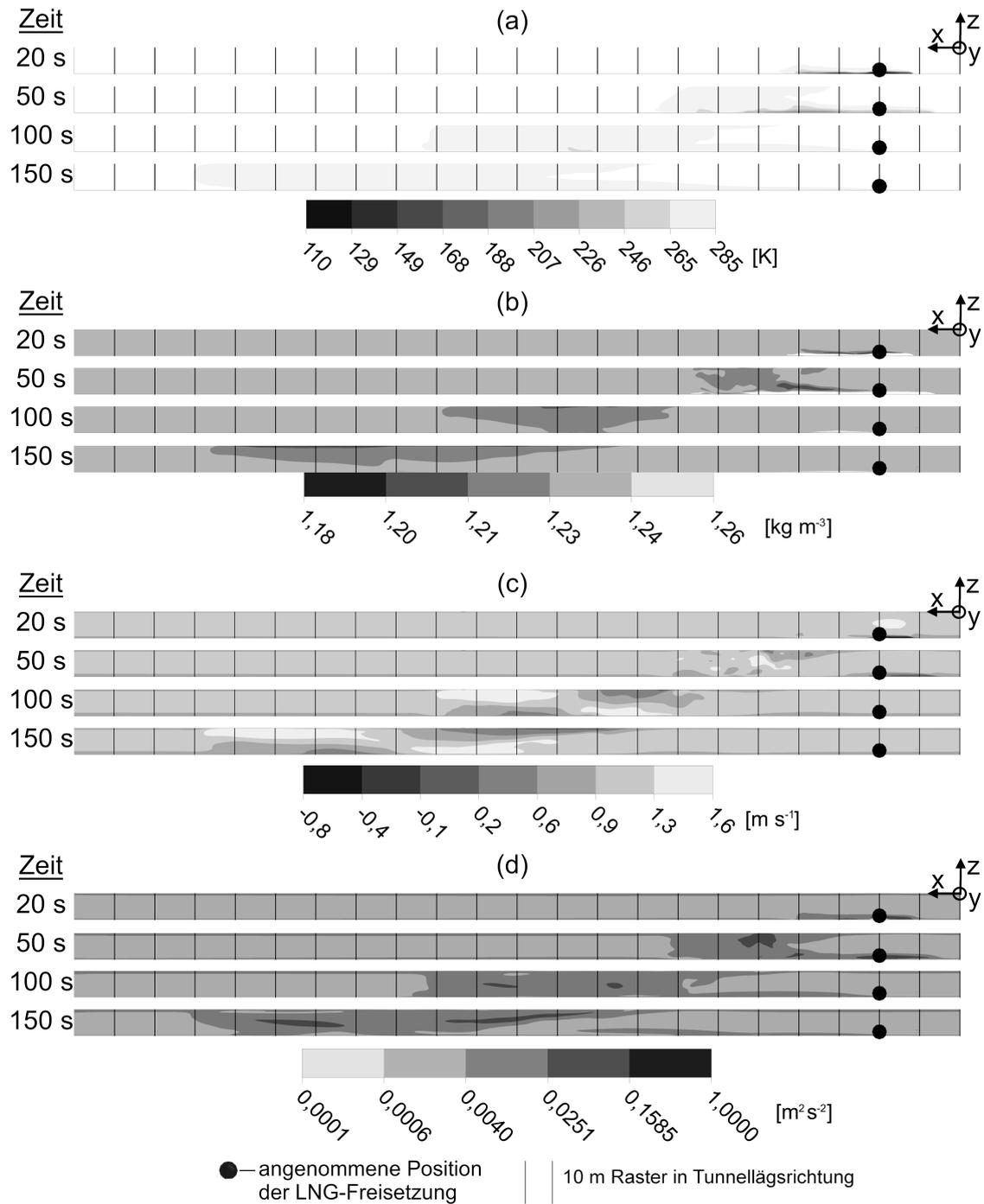


Bild 6.10: Ergebnisse im Tunnellängsschnitt für (a) die Temperatur, (b) die Dichte, (c) die Geschwindigkeit und (d) die TKE, in Folge der Stoffausbreitung von LNG-Gas bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 1 m s^{-1} zu vier Zeitpunkten in Fallbeispiel 3.

Große Einflüsse auf die berechnete Stoffausbreitung von LNG-Gas hatten die durchschnittliche Längsgeschwindigkeit im Tunnel und der in das Untersuchungsgebiet eingehende LNG-Gas Massenstrom. Aus den Ergebnissen der Berechnungen geht hervor, dass eine Erhöhung der Längsgeschwindigkeit im Tunnel zur Erhöhung der Geschwindigkeit des kalten und hoch konzentrierten LNG-Gases am Boden des Tunnels führte. Eine Erhöhung der Längsgeschwindigkeit fördert somit die bodennahe Ausbreitung und somit die zuvor dargestellte Phase 1 der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel. Wie in Bild 6.5 dargestellt, ist eine Erhöhung der Längsgeschwindigkeit im Tunnel mit der allgemeinen Erhöhung der TKE im Untersuchungsgebiet verbunden, welche sich wie in Abschnitt 4.2.4 für das Freifeld dargestellt beschleunigend auf die Durchmischung von LNG-Gas und Luft auswirkt. Dazu kommt, dass eine Erhöhung der Längsgeschwindigkeit mit einem Anstieg des Luftmassenstroms in das Untersuchungsgebiet einhergeht, der bei gleichbleibendem eingehenden LNG-Gas-Massenstrom zu einer stärkeren Verdünnung des LNG-Gases führen kann [206]. Entsprechend der beiden Aspekte zeigte sich auch in den Ergebnisse, dass bei gleichen eingehenden LNG-Gas-Massenströmen eine Steigerung der Längsgeschwindigkeit im Tunnel zu einer schnelleren und stärkeren Verdünnung führte. Dementsprechend wurde angenommen, dass eine Verringerung des in das Untersuchungsgebiet eingehenden LNG-Gas-Massenstroms bei gleicher Längsgeschwindigkeit zu einer Verringerung der LNG-Gas-Konzentration im Tunnel führt. Dies zeigte sich auch in den Ergebnissen der FB. Des Weiteren zeigte sich, dass mit steigendem in das Untersuchungsgebiet eingehendem LNG-Gas-Massenstrom die Wahrscheinlichkeit der Ansammlung von LNG-Gas an der Tunneldecke anstieg, welches mit der Förderung der Phase 3 einhergeht, bei der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln. Dies hat zwei Gründe. Erstens werden wie dargestellt große gegenüber kleinen LNG-Gas-Massenströmen langsamer durch die Längsströmung mit Luft verdünnt. Hierdurch steigt mit steigendem LNG-Gas Massenstrom die Wahrscheinlichkeit, dass LNG-Gas/Luft-Gemische die über der Fahrbahn Auftrieb erhalten die Tunneldecke erreichen bevor sie zu stark verdünnt sind und damit an Auftrieb verlieren. Zweitens stellt sich erst nach dem Erreichen von kaltem, hoch konzentriertem LNG-Gas an einer Tunnelwand ein Kamineffekt an der Wand ein, der LNG-Gas mittels Auftrieb an der Wand entlang in Richtung Tunneldecke fördert. Auch hier gilt, je höher der LNG-Gas-Massenstrom ist desto geringer ist die Verdünnung unter gleichen Strömungsbedingungen.

Dieser Abschnitt beschäftigte sich zunächst allgemein mit der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft und der Darstellung des Volumens welches nach NFPA 59 A [19] mit einer größeren Konzentration als der halben unteren Explosionsgrenze ($1/2$ UEG) als explosionsfähig angenommen wurde. Explosionsfähig ist das Stoffgemisch jedoch nur in

einem Konzentrationsbereich mit Luft zwischen der UEG und der OEG. Die OEG beträgt für LNG-Gas aus reinem Methan 16,5 Vol.-% [65], sodass LNG-Gas nach dessen Freisetzung zunächst stark verdünnt werden muss um explosionsfähig zu werden. Des Weiteren haben Studien aus der Literatur gezeigt, dass der Peakdruck einer Explosion mit der Konzentration im Gemisch variiert und das größere Peakdrücke von Gemischen mit stöchiometrischer Zusammensetzung erreicht werden, als von solchen deren Zusammensetzung davon abwich [65, 146, 215]. Eine stöchiometrische Zusammensetzung liegt so z. B. bei einer Konzentration von 9,5 Vol.-% Methan in Luft vor. In der vorliegenden Studie wurde die Entwicklung des explosionsfähigen Gemisches in den FB untersucht. Hierzu wurden fünf Konzentrationsbereiche (KB) für LNG-Gas in Luft definiert. Diese berücksichtigten mit einer Konzentration:

- < 2,2 Vol.-% (kleiner 1/2 UEG) ein für eine Explosion zu mageres Gemisch (KB1),
- von 2,2 Vol.-% bis 7 Vol.-% ein mageres explosionsfähiges Gemisch (KB2),
- von 7 Vol.-% bis 12 Vol.-% ein näherungsweise stöchiometrisches Gemisch (KB3),
- von 12 Vol.-% bis 16,5 Vol.-% ein fettes explosionsfähiges Gemisch (KB4),
- >16,5 Vol.-% (größer OEG) ein für eine Explosion zu fettes Gemisch (KB5).

Für die berechneten FB zeigt Bild 6.11 den Zeitverlauf der LNG-Gas-Masse die einem jedem KB zugeordnet werden kann. Außerdem zeigt Bild 6.12 den Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden KB und der Gesamtmasse von LNG-Gas im untersuchten Tunnelabschnitt und Bild 6.13 den Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden explosionsfähigen KB und der gesamten explosionsfähigen LNG-Gas-Masse im untersuchten Tunnelabschnitt. Zuletzt zeigt Bild 6.14 den Zeitverlauf der Volumen die in den FB von den KB im untersuchten Tunnelabschnitt eingenommen wurden.

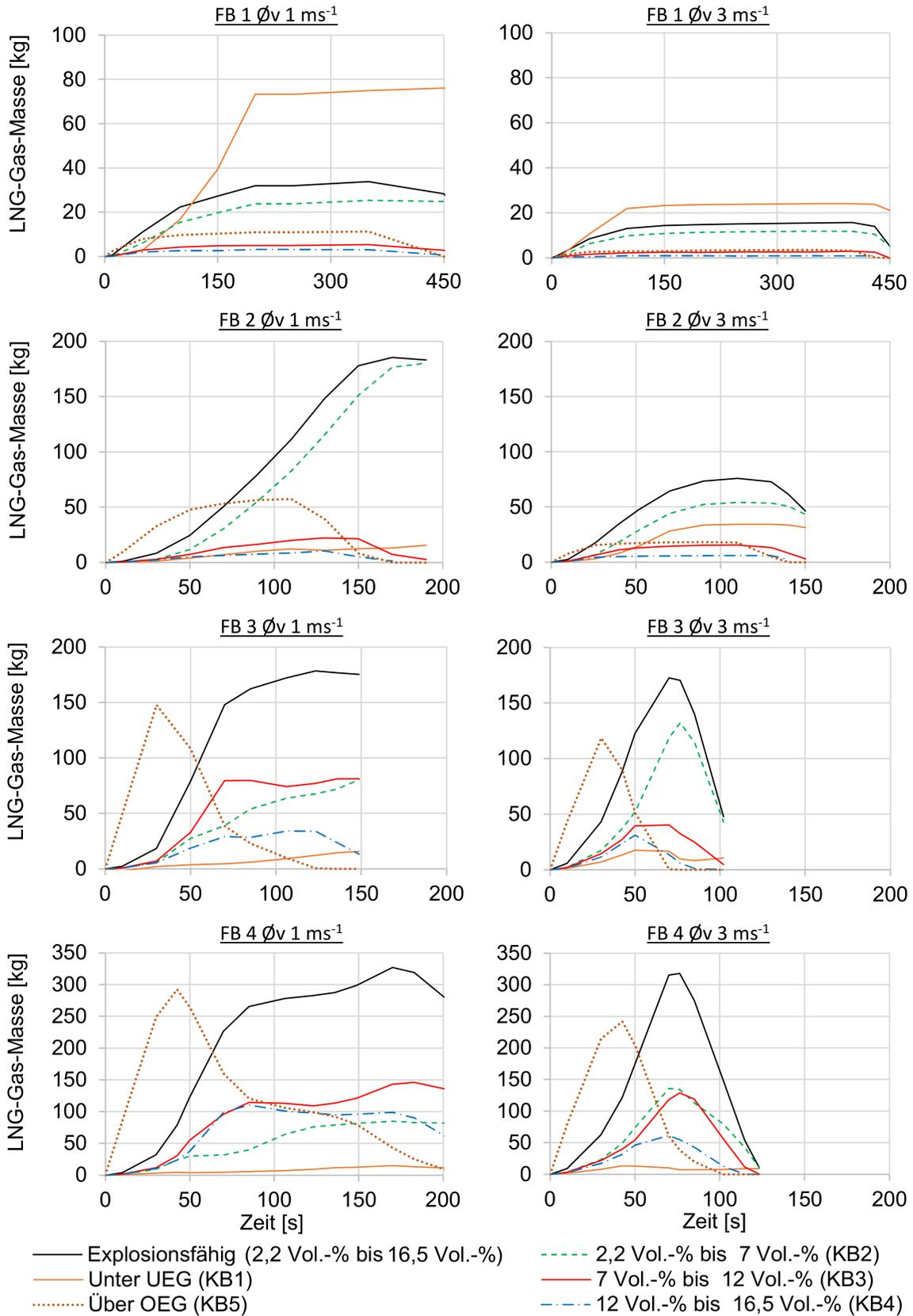


Bild 6.11: Zeitverlauf der LNG-Gas-Masse eines Konzentrationsbereichs (KB) im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).

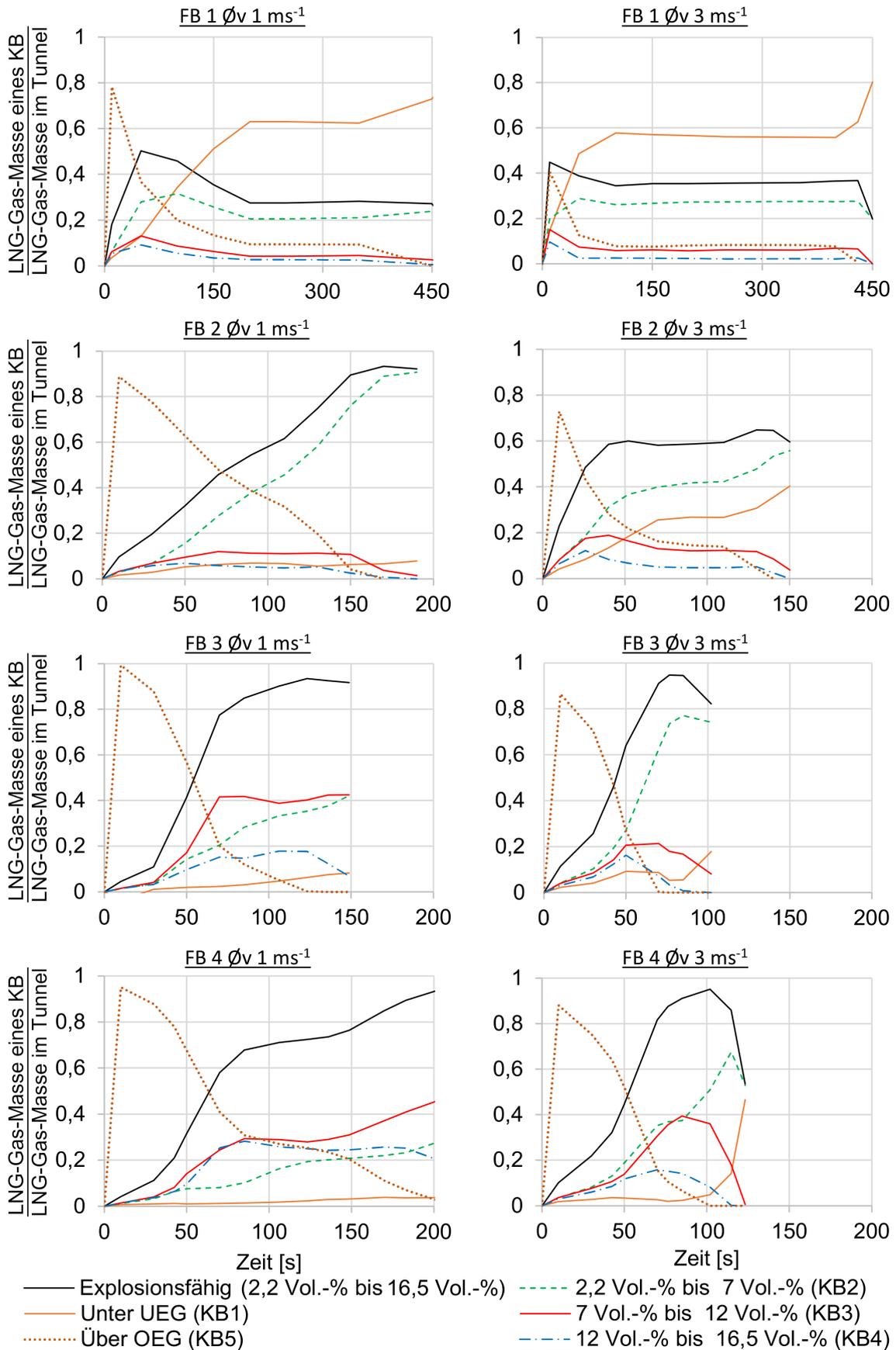


Bild 6.12: Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden Konzentrationsbereichs (KB) und der Gesamtmasse von LNG-Gas im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).

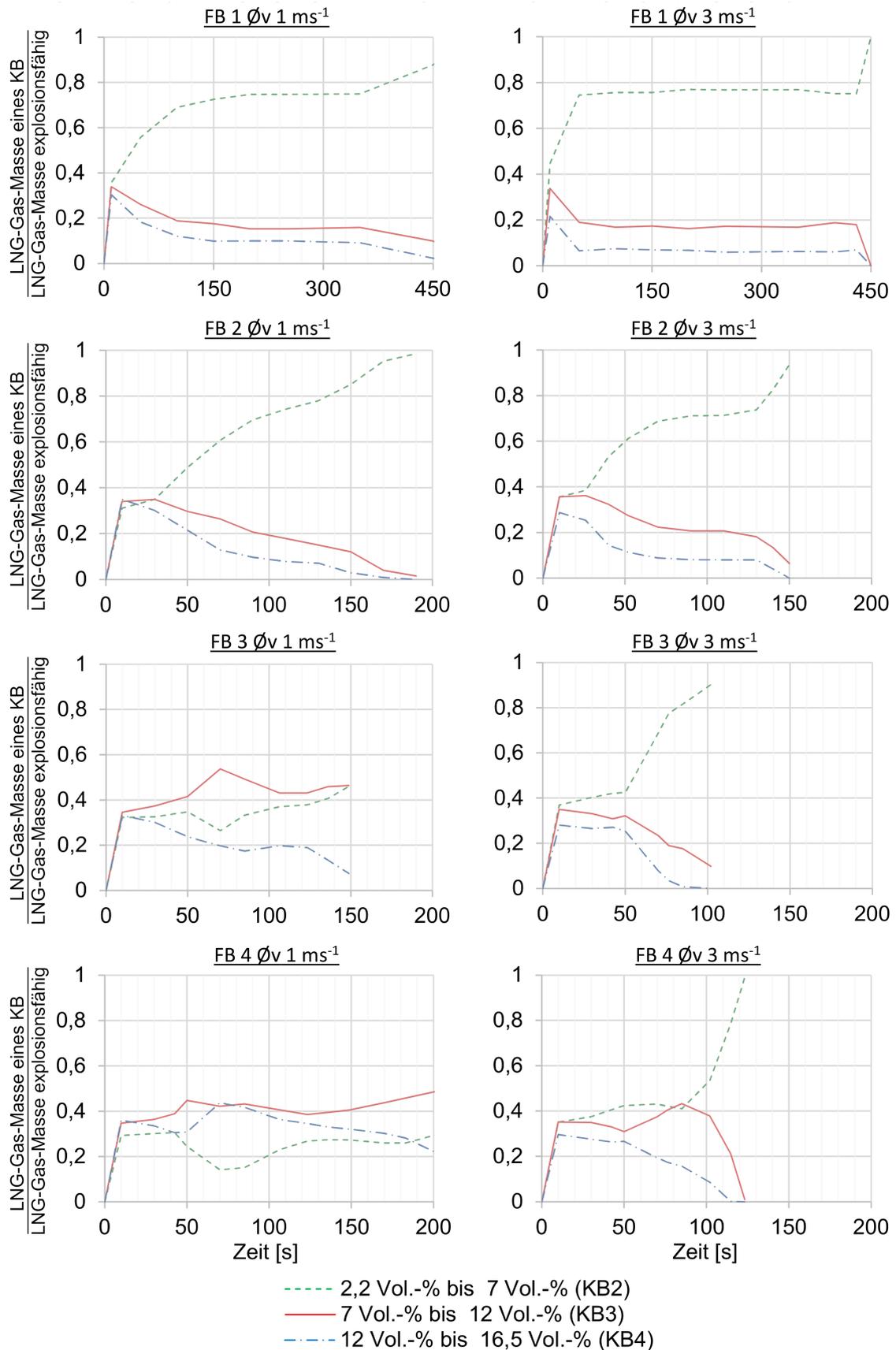


Bild 6.13: Zeitverlauf der Quotienten von der LNG-Masse eines jeden explosionsfähigen Konzentrationsbereichs (KB) und der explosionsfähigen Gesamtmasse von LNG-Gas im untersuchten Tunnelabschnitt, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (Øv).

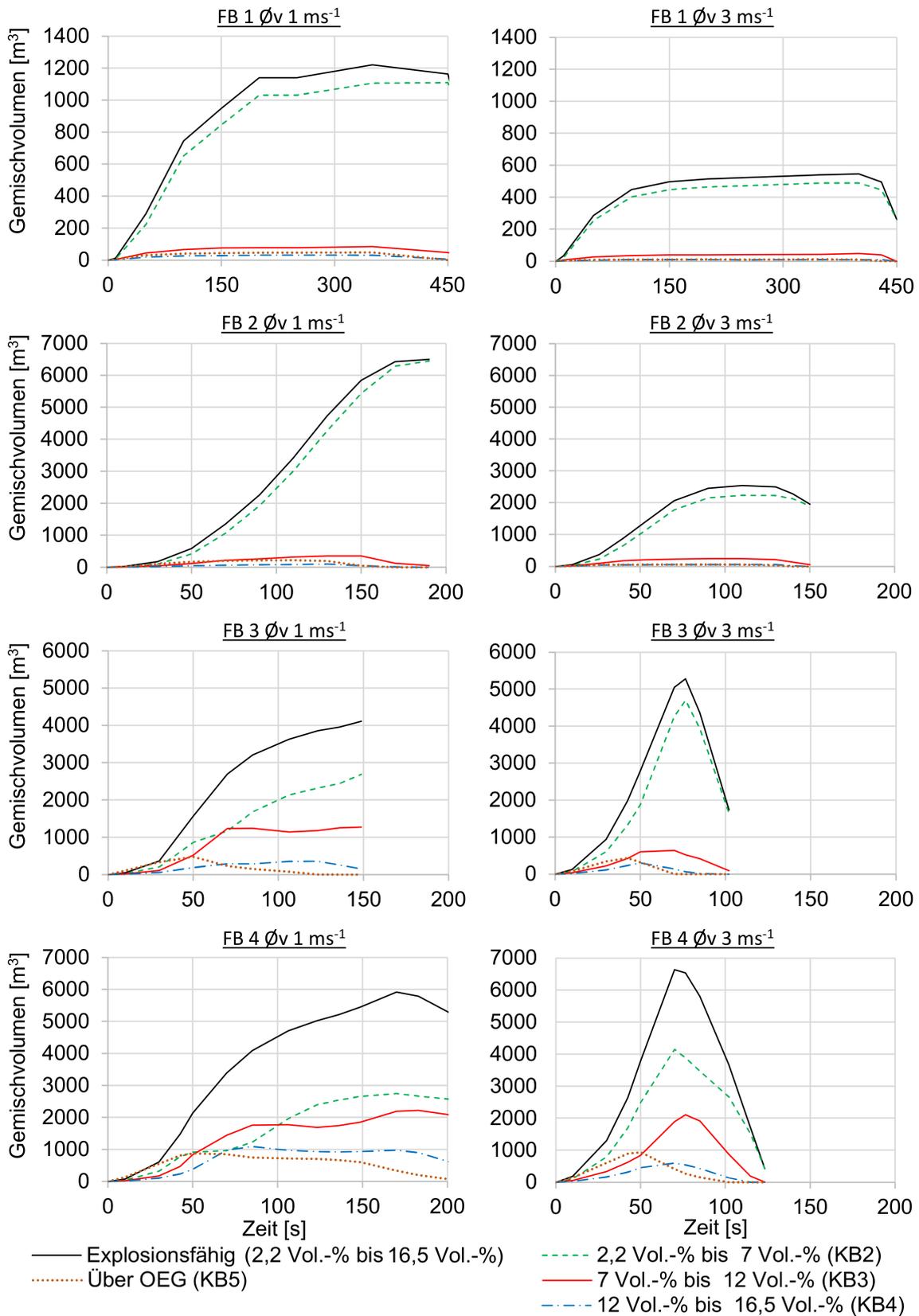


Bild 6.14: Zeitverläufe von Volumen die Konzentrationsbereiche (KB) von LNG-Gas in Luft im untersuchten Tunnelabschnitt aufwies, für die Fallbeispiele (FB) der Stoffausbreitung bei zwei durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten (\bar{v}).

Die Ergebnisse dieser Untersuchung schließen sich an die vorhergehenden Ergebnisse zur Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft an. In Phase 1 lag das kalte LNG-Gas hoch konzentriert am Boden vor, sodass KB5 zu Beginn eines jeden FB den größten Massenanteil im Tunnel aufwies. Mit der Zeit stieg in jeder Berechnung der explosionsfähige Massenanteil an. Dieser stieg in den Berechnungen zu FB 2, FB 3 und FB 4 jeweils im Maximum auf über 90 % der freigesetzten LNG-Gas-Masse an. Das Maximum verringerte sich in Folge der Steigerung der Längsgeschwindigkeit und/oder der Senkung des LNG-Gas-Massenstroms in das Untersuchungsgebiet. So ergab sich, dass in FB 2 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 3 m s^{-1} maximal 65 % und in beiden Berechnungen zu FB 1 maximal 35 % der freigesetzten LNG-Gas-Masse explosionsfähig wurden. In den Ergebnissen zu FB 1 und FB 2 stellte KB2 jeweils den größten Massenanteil der drei explosionsfähigen KB im untersuchten Tunnelabschnitt dar. Beim Vergleich aller FB stiegen mit steigendem in das Untersuchungsgebiet eingehendem LNG-Gas-Massenstrom die Massenanteile der KB3 und KB4 an, sodass auch die Wahrscheinlichkeit zum Erreichen fetterer explosionsfähiger Gemische anstieg. Nicht eindeutig verhielt sich dem gegenüber der Einfluss der Längsgeschwindigkeit auf das Verhältnis der explosionsfähigen Massenanteile. So blieb dieses Verhältnis zwischen den Berechnungen mit unterschiedlicher Längsgeschwindigkeit von FB 1 und FB 2 nahezu gleich, wogegen es sich in FB 3 und FB 4 stark änderte. Der Grund hierfür wird in der Charakteristik der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Luft angenommen. So zeigt der Vergleich der Bilder 6.6 bis 6.9, dass die Phase 3 der Stoffausbreitung nur in FB 3 und FB 4 bei der durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten von 1 m s^{-1} stark ausgeprägt war. Aus den Ergebnissen zu FB 1, FB 2, FB 3 und FB 4 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 3 m s^{-1} zeigte sich dagegen eine Ausbreitung bei der das LNG-Gas fast homogen über den gesamten Tunnelquerschnitt mit Luft gemischt wurde. Mit Ausnahme von FB 4 sammelte sich in den Berechnungen mit einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 3 m s^{-1} kein Gemisch des KB3 oder KB4 an der Tunneldecke. Nur in FB 4, bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit von 3 m s^{-1} , kam es zur Bildung von Gemischen des KB3, die sich über den gesamten Tunnelquerschnitt auf einer Länge von ca. 40 m erstreckten und von Gemischen des KB3, welche sich an der Tunneldecke ansammelten. Die aus der Analyse des explosionsfähigen Gemisches dargestellten Erkenntnisse unterstützen die zuvor getroffene Annahme, dass sich das in der Phase 3 der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel gebildete Gemisch an der Tunneldecke langsamer weiter verdünnt und somit dessen Zusammensetzung stabiler ist als in den Phasen 1 und 2. So geht aus Bild 6.11 hervor, dass in den Berechnungen zu FB 3 und FB 4 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeiten von 1 m s^{-1} , die Änderung der KB3 und KB4 im Untersuchungsgebiet stagnierte sobald sich an der Tunneldecke

eine Konzentrationsschichtung gebildet hatte, die Bild 6.8 und Bild 6.9 jeweils ab ca. 150 s nach Beginn der Freisetzung für die FB zeigt.

Zusammenfassend geht aus der Untersuchung hervor, dass sich bei der Gemischbildung von LNG-Gas mit Luft in Tunneln sowohl typische Charakteristika von Schwergasen als auch Leichtgasen zeigten. Die Stoffausbreitung des LNG-Gases war stark von der Längsgeschwindigkeit im Tunnel und dem freigesetzten LNG-Gas-Massenstrom abhängig. Dabei wiesen die meisten FB große Konzentrationsunterschiede über den Tunnelquerschnitt und dessen Länge auf.

6.1.4 Gefährdungsbeurteilung

Die Freisetzung, Poolausbreitung und -Verdampfung sowie Stoffausbreitung geht einher mit der Beaufschlagung von Personen und dem Bauwerk mit LNG sowie unterschiedlichen LNG-Gas-Konzentrationen, jeweils in Abhängigkeit von Zeit und Ort. Hieraus ergeben sich nach Abschnitt 3 mehrere Gefährdungsmöglichkeiten für Personen und keine für das Bauwerk.

Eine Gefährdung geht nach Abschnitt 2.4.1.1 von der kurzzeitiger Beaufschlagung der Haut mit LNG aus, die schwere Erfrierungen mit sich bringen kann. Jeder Kontakt mit LNG sollte daher vermieden werden. Möglichkeiten des Kontakts stellen der LNG-Pool auf der Fahrbahn und die Freisetzung vom LNG-Kraftstoffspeicher dar, bei dem ein Kontakt durch Tröpfchenflug nicht ausgeschlossen werden kann. Eine hohe Gefährdung ist somit im Bereich des Pools, deren Größe zwischen den FB stark variierte und allgemein in der Umgebung der LNG-Freisetzung gegeben.

Als mögliche Gefahren der Stoffausbreitung von LNG-Gas wurden die Erstickung und Erfrierung von Personen angenommen. Hierbei zu berücksichtigende Grenzwerte für Personen wurden in Abschnitt 2.4.1 dargestellt. Danach kann als Schwellenwert für das Ersticken einer Person eine LNG-Gas-Konzentration in Luft von über 48 Vol.-% angenommen werden, bei der es innerhalb weniger Minuten zu einer Ohnmacht kommen kann (siehe Abschnitt 2.4.1.3). Des Weiteren weisen Personen eine hohe Belastbarkeit für den Kontakt mit kalter Luft auf. So wurde in Abschnitt 2.4.1.1 eine Methode dargestellt mit der sich eine Expositionszeit der Haut von 90 s ergibt, ab der deren Tastsinn bei einer Lufttemperatur von ca. -160 °C verloren geht und noch keine Erfrierungen zu erwarten sind. Die Temperatur und die LNG-Gas-Konzentration sind bei der Gemischbildung von LNG-Gas und Luft stark voneinander abhängig. Bei den untersuchten FB zur Stoffausbreitung von LNG-Gas lagen hohe LNG-Gas-Konzentrationen und niedrige Temperaturen nur in Bodennähe an der LNG-Gas-Quelle vor, in der auch eine hohe

Gefährdung durch den Kontakt mit LNG bestand. Abseits davon waren in allen untersuchten FB deutlich größere Temperaturen und niedrigere LNG-Gas-Konzentrationen vorzufinden, wie es beispielhaft Bild 6.8 und Bild 6.10 für FB 3 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit im Tunnel von 1 m s^{-1} zeigt. Zusammenfassend wird somit für alle FB eine geringe Gefahr durch Ersticken oder Erfrieren für Personen durch LNG-Gas im Tunnel angenommen.

6.2 Verbrennung

In diesem Abschnitt ist die Anwendung des kalibrierten und validierten Verbrennungsmodells für die Gefährdungsbeurteilung eines exemplarischen Szenarios dargestellt. Angesichts des sich verändernden explosionsfähigen Gemisches über die drei Phasen der Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel ergeben sich für die in Abschnitt 3 definierten FB viele mögliche Szenarien von VCE, deren umfassende Betrachtung im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich war. Exemplarisch wurde daher das Verbrennungsmodell auf ein Szenario angewendet welches sich aus einem zuvor untersuchten FB ergab. Hierfür wurde FB 3 bei einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit der Strömung im Tunnel von 1 m s^{-1} , 125 s nach Beginn der Freisetzung berücksichtigt. Das Szenario eignete sich aus zwei Gründen besonders für eine Gefährdungsbeurteilung. Erstens liegt ein Großteil des LNG-Gases im explosionsfähigen Bereich vor, sodass ausgehend von einer Zündung eine hohe Gefahr für Personen und Bauwerke angenommen wurde. Zweitens wird das Szenario auch für spätere Zeitpunkte als repräsentativ angenommen, da es das explosionsfähige Gemisch in einem tendenziell stabilen Zustand berücksichtigt. Es wird angenommen, dass das explosionsfähige Gemisch so auch noch über Zeitspannen von mehreren Minuten explosionsfähig bleiben und dabei große Distanzen im Tunnel zurücklegen könnte.

Das untersuchte Szenario berücksichtigte ein explosionsfähiges Gemisch von ca. 90 m Länge. Xu et al. [210] stellten in experimentellen Untersuchungen fest, dass sich die Flamme bei der Verbrennung auf die drei- bis sechsfache Länge des explosionsfähigen Gemisches ausbreiten kann, sodass in dieser Untersuchung ein Einflussbereich von 270 m bis 540 m angenommen wurde. Die Durchführung einer Verbrennungsberechnung mit dem zuvor kalibrierten und validierten CFD-Modell ist für einen Tunnel dieser Größe aufgrund der dafür erforderlichen Rechenleistung und dem dafür notwendigen Speicher auf dem derzeitigen Stand der Technik nur unter unverhältnismäßig hohem Aufwand möglich. Zur Reduzierung des Rechenaufwands erfolgte eine zweidimensionale Betrachtung des Szenarios im Längsschnitt des Tunnels. Bei dieser Vereinfachung wird den expandierenden warmen Gasen in Folge der Verbrennung die Möglichkeit zur Expansion in der dritten Dimension genommen. Hierdurch wird angenommen, dass sich in 2D-Modellen höhere Drücke als in 3D-Modellen entwickeln. Dies hätte unter Berücksichtigung von Abschnitt 2.4 eine konservative Vorhersage von Gefahren für Personen und Bauwerke zur Folge.

Der Verbrennungsprozess führt zu lokalen Wärmeeinträgen in das Fluid, infolge derer sich die Dissipation von Wärme durch Konvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung

lung einstellt. Die Dissipation führt zur Abkühlung des Fluides über der Zeit. Als größte Wärmesenke bei der Verbrennung im Tunnel wurde das Bauwerk angenommen, welches über die Tunneldecke und die Fahrbahn Wärme mit dem Fluid im Tunnel austauscht. Um den Wärmetransport in den Wänden berücksichtigen zu können, wurden die Tunneldecke und die Fahrbahn über einen genügend großen Teil ihrer Dicke diskretisiert.

Anders als bei dem zuvor untersuchten FB 3 zur Stoffausbreitung von LNG-Gas im Tunnel wurden bei dem in diesem Abschnitt untersuchten VCE-Szenario Fahrzeuge berücksichtigt. Fahrzeuge stellen Hindernisse dar welche die Verbrennungsgeschwindigkeit beeinflussen. Modelliert wurden mehrere PKW und LKW im Tunnelabschnitt. Hierbei wurde angenommen, dass sich ein Stau in Fahrtrichtung vor dem geschädigten LNG-LKW gebildet hat durch den das LNG-Gas/Luft-Gemisch strömt. Zündquellen können statische Entladungen oder warme Komponenten von Verbrennungsmotoren (ca. 1000 °C) darstellen [200]. In der Untersuchung wurde als Zündquelle der Motor eines LKW angenommen.

6.2.1 Modellbeschreibung

Das Verbrennungsmodell wurde im Abschnitt 5 detailliert beschrieben. Als zusätzliche Aspekte bei der Modellierung wurden die Gravitation mit $9,81 \text{ m s}^{-1}$ und die Option „Buoyancy“ des $k-\epsilon$ Turbulenzmodells berücksichtigt.

6.2.1.1 Untersuchungsgebiet, Netz und Randbedingungen

Bild 6.15 zeigt schematisch das berücksichtigte Untersuchungsgebiet bestehend aus dem verunfallten LNG-LKW der das LNG freisetzte, dem sich 125 s nach Beginn der Freisetzung gebildeten LNG-Gas/Luft-Gemisch in einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit des Tunnelquerschnitts von 1 m s^{-1} , den berücksichtigten Fahrzeugen und deren Position im Tunnel sowie der Zone zur Initiierung der Verbrennung. Details zu den berücksichtigten Fahrzeugen können Bild 6.16 entnommen werden.

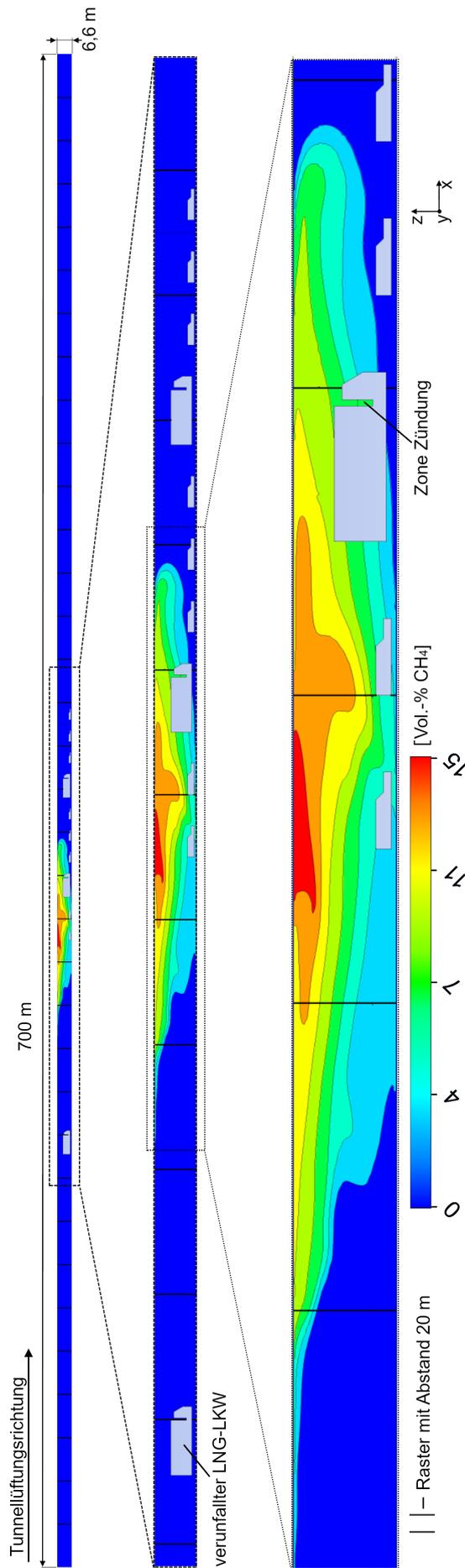


Bild 6.15: Schema des Modells zur Untersuchung einer VCE in einem Tunnel mit dem explosionsfähigem LNG-Gas/Luft-Gemisch welches sich 125 s nach der Freisetzung von LNG aus einem verunfalltem LNG-LKW in einer durchschnittlichen Längsgeschwindigkeit des Tunnelquerschnitts von 1 m s^{-1} gebildet hat sowie der Zündung und den berücksichtigten Fahrzeugen.

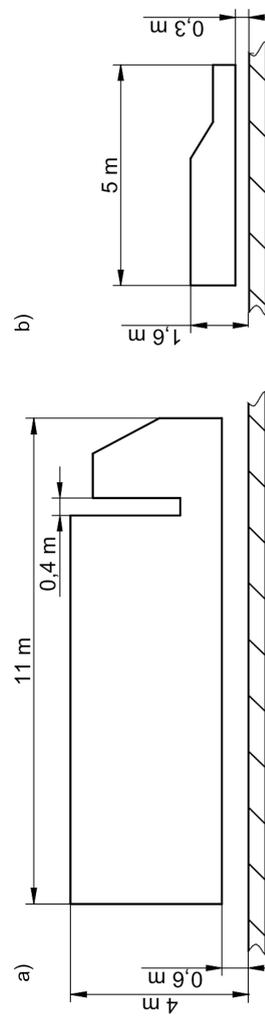


Bild 6.16: Skizzen der bei einer VCE im Tunnel berücksichtigten Fahrzeugtypen a) LKW und b) PKW.

Das Geometriemodell des Tunnels lehnte sich an vorhergehende Betrachtungen an. So wurde eine Tunnellänge von 700 m berücksichtigt, die größer war als die drei- bis sechsfache Länge des explosionsfähigen Gemisches und so auch eine weitreichende Gefährdungsbeurteilung z. B. durch Wärmestrahlung ermöglichte. Wie bei den FB zur Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG-Gas wurde eine Tunnelhöhe von 6,6 m berücksichtigt.

Die Anfangsbedingungen für das explosionsfähige LNG-Gas/Luft-Gemisch in dem 2D-Modell wurden dem zuvor zur Stoffausbreitung berechneten 3D-Modell näherungsweise entnommen. Dieses wies zum Betrachtungszeitpunkt des Gemisches eine maximale Konzentration von 16 Vol.-% LNG-Gas nahe der Tunneldecke auf. Für die Übertragung des Gemisches aus dem 3D- in das 2D-Modell wurden Isolinien für Gaskonzentrationen in der Ebene des Tunnellängsschnittes des 3D-Modells exportiert und neben Wänden als Begrenzung von Zonen im 2D-Modell genutzt. Eine Zone im 2D-Modell entsprach somit dem Bereich zwischen zwei im 3D-Modell gegebenen LNG-Gas-Konzentrationen, sodass bei der Initialisierung der Spezies deren jeweiliger Mittelwert Berücksichtigung fand. Bei der Erstellung der LNG-Gas haltigen Zonen wurden die Isolinien von LNG-Gas zwischen 2 Vol.-% und 14 Vol.-% in 2 Vol.-% Schritten genutzt. Daraus ergaben sich Zonen mit initialen LNG-Gas-Konzentrationen zwischen 3 Vol.-% und 15 Vol.-%. Insgesamt wurden somit initial sieben Zusammensetzungen von LNG-Gas und Luft, neben der nicht LNG-Gas haltigen Umgebungsluft berücksichtigt. Für die Definition der Spezies in den Zonen wurden die in Tabelle 6.3 dargestellten Konzentrationen angewendet. Da mit den Zonen nur der initiale Zustand des Gemisches definiert wurde und sich die Gase in der sich anschließenden transienten Berechnung mischen konnten wurde dieser Ansatz für die Untersuchung als ausreichend angenommen. Die Verteilung des LNG-Gas/Luft-Gemisches im 2D-Modell zeigt Bild 6.15.

Tabelle 6.3: Konzentrationen von Spezies bei der Modellierung eines LNG-Gas/Luft-Gemisches.

LNG-Gas		Sauerstoff		Stickstoff	
Vol.-%	Mass.-%	Vol.-%	Mass.-%	Vol.-%	Mass.-%
3	1,7	20,76	23,3	76,24	75
5	2,85	20,33	23	74,67	74,15
7	4,02	19,9	22,75	73,1	73,23
9	5,5	19,47	22,5	71,53	72
11	6,45	19,05	22,2	69,95	71,35
13	7,65	18,62	21,9	68,38	70,45
15	8,9	18,19	21,6	66,81	69,5

Die Vernetzung der Fluidumgebung erfolgte auf Grundlage eines strukturierten Netzes aus Vierecken und Dreiecken. Zur Reduzierung der Elementanzahl erfolgte in definierten Abständen zu den Rändern des initial gegebenen LNG-Gas/Luft-Gemisches eine Vergrößerung des Netzes. So war das feinste Netz mit einer typischen Kantenlänge von 0,04 m, welches bereits bei der Kalibrierung des Verbrennungsmodells Anwendung fand, im Bereich des LNG-Gas/Luft-Gemisches und bis zu 60 m Entfernung zu diesem gegeben. Diesem schloss sich jeweils ein Bereich von 70 m Länge mit einer typischen Kantenlänge der Elemente von 0,08 m an. Der verbleibende Teil des Tunnelmodells wies eine typische Kantenlänge der Elemente von 0,16 m auf. Neben der Fluidumgebung wurde die Tunnelwand und Fahrbahn vernetzt, um deren Wärmeaufnahmevermögen über der Zeit abzubilden. Hierzu wurden die Wände über eine Dicke von 0,1 m mittels sechs Schichten diskretisiert. Von diesen wies die an das Fluid angrenzende Schicht die kleinste Dicke von 0,0013 m auf. Die Dicke der vier folgenden Schichten ergab sich durch die Berücksichtigung einer Wachstumsrate von 1,3 zur ersten Schicht. Zusammenfassend wies das Geometriemodell des zu untersuchten Tunnelabschnitts 1.119.000 Elemente, mit Kantenlängen von 0,00135 m bis 0,16 m, auf.

Die Modellierung der Tunnelwand und Fahrbahn erfolgte in Anlehnung an die Modellierung von Wänden in den Stoffausbreitungsmodellen (Abschnitt 4.2.3.3 und 4.3.1). Ebenso wurde als Material für Tunnelwand und Fahrbahn Beton mit einer mittleren Rohdichte angenommen, dessen berücksichtigte thermale Materialdaten Tabelle 6.2 zeigt. Als Emissionsgrad zur Berücksichtigung von Wärmestrahlung wurde 0,94 für den Beton berücksichtigt [129, 150]. Fahrzeuge, die auch Wände im CFD-Modell darstellen wurden gegenüber der Tunnelwand und Fahrbahn als adiabat modelliert. Dies beruht auf dem Aspekten, dass das Energieaufnahmevermögen der dünnen Verkleidungsteile von Fahrzeugen im Vergleich zu dem der Tunnelwand und der Fahrbahn geringer angenommen wurde.

Ein Aspekt dieser Arbeit stellte die Untersuchung der Gefährdung durch Wärmestrahlung dar, bei der es sich um eine richtungsabhängige Energieübertragung handelt. Da die Wärmestromdichte in ANSYS Fluent 19 R3 nicht dem Fluid, sondern nur Oberflächen entnommen werden kann, mussten für deren Analyse Oberflächen in das Geometriemodell eingebracht werden. Hierfür wurden quadratische Elemente mit einer Kantenlänge von 0,05 m im Geometriemodell berücksichtigt. Diese wurden als ausreichend klein angenommen um die Strömung im Tunnel möglichst nicht zu beeinflussen. Des Weiteren wurden die Oberflächen dieser Elemente als adiabat berücksichtigt. Die Elemente wurden im Geometriemodell mit einem Abstand von 20 m über die Tunnellänge,

jeweils in einer Höhe von 1,6 m über der Fahrbahn positioniert. Die Elemente befanden sich somit etwa in Kopfhöhe von sich auf der Fahrbahn aufrecht befindenden Personen.

Weitere Analyseaspekte für die Gefährdungsbeurteilung stellten die Sauerstoff- und Kohlenstoffdioxidkonzentration sowie der Druck und die Temperatur in der Fluidumgebung dar. Hierzu wurden Messpunkte in der Fluidumgebung verteilt über die Tunnellänge definiert. Da sich stellenweise diese Messpunkte an den gleichen Positionen auf der Längsachse des Tunnels befanden wie die geometrischen Elemente zur Analyse der Wärmestromdichte wurden die Messpunkte in 1,8 m Höhe über der Fahrbahn positioniert. Damit war zwischen den Messstellen ein Abstand von mindestens einem Element in der Fluidumgebung gegeben und die Messpunkte befanden sich trotzdem etwa in Kopfhöhe von sich auf der Fahrbahn aufrecht befindender Personen.

6.2.1.2 Löser und Berechnungsablauf

Der Literatur sowie vorhergehenden Untersuchungen kann entnommen werden, dass die Flammenausbreitung in einem explosionsfähigen Gas-Gemisch stark von dessen Eigenschaften der Strömung abhängig ist. Schwerpunkt der Initialisierung war es daher die Tunnelströmung realitätsnah zu modellieren. Hierzu wurden, mit der in Abschnitt 4.3.1 dargestellten Methodik, mittels einer separaten stationären Vorberechnung eines Tunnels, der im Querschnitt dem des zu untersuchenden Tunnels entsprach, zunächst Profile für die Geschwindigkeit sowie die TKE und die Dissipationsrate generiert. Diese wurden dann als Randbedingung im zu untersuchenden CFD-Modell genutzt. Auch entsprechend der in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten Methodik wurde anschließend eine stationäre Berechnung des zu untersuchenden CFD-Modells durchgeführt. Hierbei wurden die zuvor generierten Profile über ein „velocity inlet“ dem CFD-Modell aufgeprägt. Der Vorteil eines „velocity inlet“ ist, dass es einfach zu definieren ist. Der Nachteil ist jedoch, dass es für die Strömung nur in eine Richtung offen ist. VCE sind mit Druckschwankungen über der Zeit verbunden, aus denen sich Richtungsänderungen der Strömung im Untersuchungsgebiet ergeben können. Randbedingungen die in beiden Richtungen offen für Strömungen sind stellen das „pressure inlet“ und das „pressure outlet“ dar. Nach der stationären Lösung des Modells mit einem „velocity inlet“ wurde dieses in drei Schritten zu einem „pressure inlet“ geändert. Hierzu wurde:

1. Das Profil des totalen Drucks im „velocity inlet“ aus der stationären Lösung exportiert,
2. Das „velocity inlet“ zu einem „pressure inlet“ geändert,

3. Das Profil des totalen Drucks sowie die zuvor bestimmten Profile für die TKE und die Dissipationsrate auf das „pressure inlet“ angewendet.

Das Profil des totalen Drucks beinhaltet die Summe aus dynamischen und statischen Druck, sodass sich in ANSYS Fluent 19 R3 nun das Geschwindigkeitsprofil auf Grundlage der initialen Strömung und des totalen Drucks ergibt. Die stationäre Lösung des Modells mit „pressure inlet“ war somit gleich der Lösung mit „velocity inlet“. In dem stationären Modell wurde die Tunnelströmung bei einer für Tunnel typischen mittleren Temperatur von 12 °C [79] berechnet, welche zu 21 Vol.-% aus Sauerstoff und 79 Vol.-% aus Stickstoff bestand. Im letzten Schritt der Initialisierung des transienten Modells wurden den stationären Ergebnissen die mittleren LNG-Gas-Konzentrationen entsprechend dem dazugehörigen Stoffausbreitungsszenario mittels Patch-Funktion aufgeprägt. Die dabei berücksichtigten Konzentrationen der jeweiligen Spezies zeigt Tabelle 6.3. Bei der Analyse der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Abschnitt 6.1.3.2 zeigte sich, dass sich im Laufe der Stoffausbreitung die Temperatur vom LNG-Gas stark erhöhte und sich der Temperatur der Umgebungsluft anpasste. Daher wurde die Temperatur des LNG-Gas/Luft-Gemisches bei der Initialisierung gegenüber der stationären Lösung nicht verändert.

Die Initiierung der Verbrennung in der transienten Berechnung erfolgte in Anlehnung an die Untersuchungen zur Kalibrierung und Validierung des Verbrennungsmodells. Dabei wurde ein Energieeintrag von $4 \cdot 10^6 \text{ W m}^{-3}$, der über einen Zeitraum von 0,12 s aufgebracht wurde, über eine Fläche von $0,4 \text{ m}^2$ berücksichtigt. Bei der Definition, dieser volumenbezogenen Größe als Randbedingung für ein 2D-Modell, berücksichtigt ANSYS Fluent 19 R3 bei der Umrechnung eine Tiefe der 2D-Geometrie von 1 m. Transient berechnet wurden insgesamt 270 s. Zur Verkürzung der Rechenzeit wurden nur in den ersten 2 s die Verbrennungsmodelle angewendet. Danach wurden diese deaktiviert und die CFL-Zahl erhöht um eine größere Zeitschrittweite, bei einer stabilen transienten Berechnung Anwenden zu können. Die vom ANSYS Fluent 19 R3 Standard abweichenden Einstellungen des Löser zeigt Tabelle 6.4.

Die Rechnung wurden auf einem HPC-Cluster mit 40 Prozessoren Intel Xeon E7-4820 v4 mit 2 GHz Taktrate durchgeführt.

Tabelle 6.4: Einstellungen des ANSYS Fluent 19 R3 Löser für die transiente Berechnung von Verbrennungen im Tunnel.

Löser	Präzision	Double	
	Typ	Pressure-Based	
	Gravitation	9,81 m s ⁻² in Richtung -z	
	Zeitschrittwertensteuerung	CFL-Zahl	Verbrennung: 250 Stoffausbreitung: 250 bis 16000
		Min. Zeitschrittweite	1·10 ⁻⁶ s
		Max. Zeitschrittweite	1·10 ⁻³ s
	Max. Iterationen je Zeitschritt	30	
Residuum für die Kontinuität	1·10 ⁻⁶ (lokal)		
Löser Methoden	Druck-Geschwindigkeits-Kopplung	Gekoppelt	
	Druck	Zweite Ordnung	
	Impuls	Zweite Ordnung	
	Turbulente Kinetische Energie	Zweite Ordnung	
	Dissipationsrate	Zweite Ordnung	
	Spezies	Zweite Ordnung	
	Energie	Zweite Ordnung	
	Transiente Formulierung	Zweite Ordnung Implizit	

6.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Dieser Abschnitt beinhaltet die Darstellung der Ergebnisse und Diskussion des mittels eines CFD-Modells untersuchten VCE-Szenarios in einem Tunnel. Hierfür wurden 270 s gerechnet, wobei die Verbrennungsreaktion innerhalb von 1,8 s ablief wie es dem Verlauf der LNG-Gas-Masse im Untersuchungsgebiet über der Zeit in Bild 6.17 entnommen werden kann.

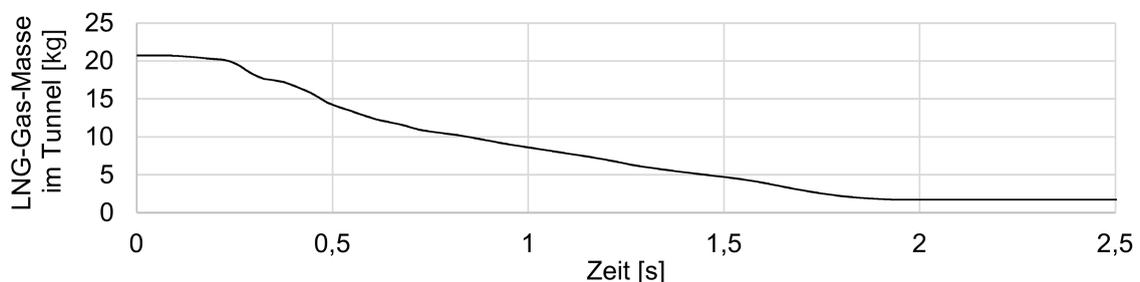


Bild 6.17: Verlauf der LNG-Gas-Masse über der Zeit bei dem untersuchten VCE-Szenario in einem Tunnel.

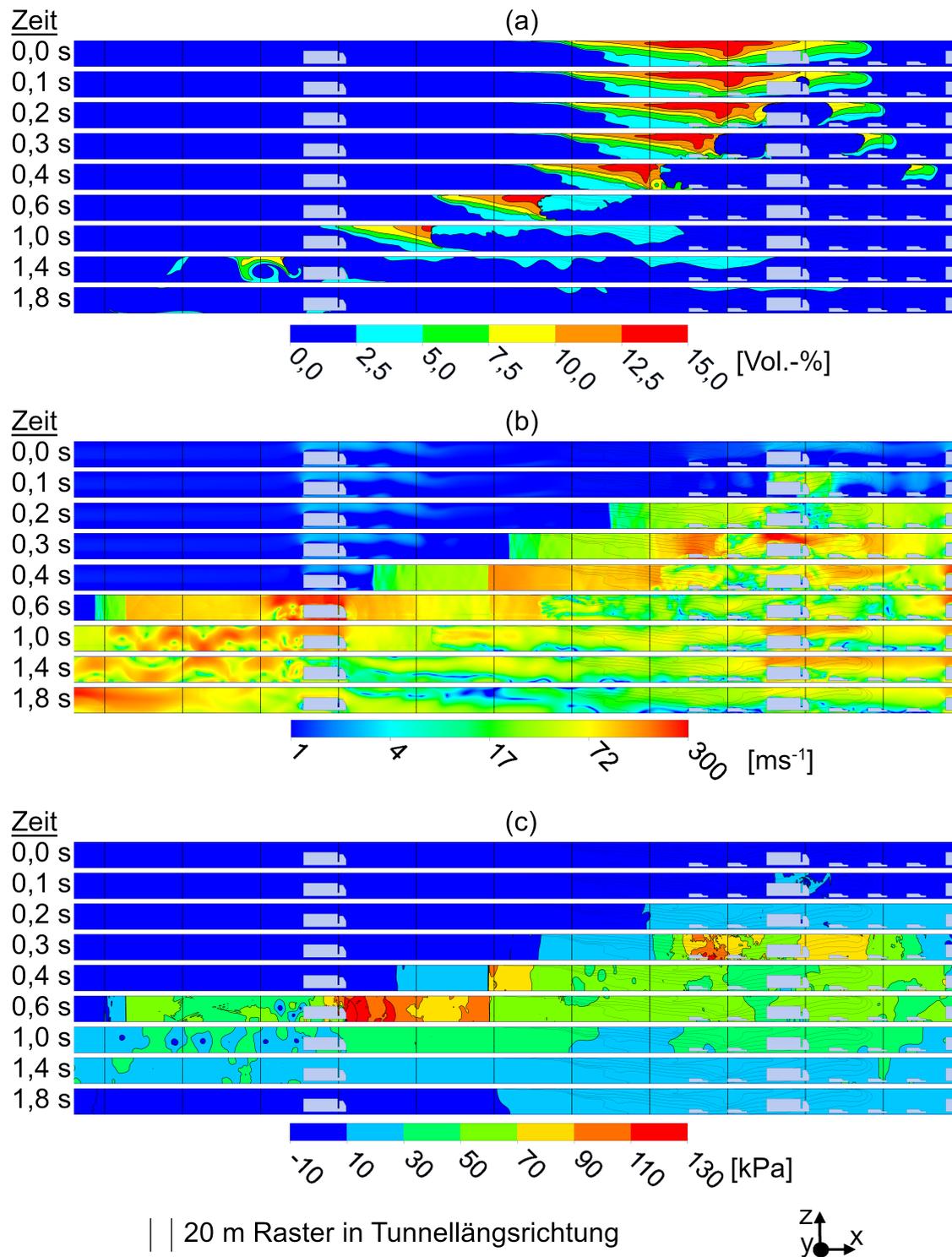


Bild 6.18: LNG-Gas-Konzentration (a), Geschwindigkeit (b) und Druck (c) zu neun Zeitpunkten in der Zeitspanne in der die Verbrennungsreaktion ablief, in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts zur Modellierung eines VCE-Szenarios.

Die Verteilung der LNG-Gas-Konzentration, der Geschwindigkeit sowie des Drucks in einem Ausschnitt des Untersuchungsgebiets, für neun Zeitpunkte in der Zeitspanne in der die Verbrennungsreaktion ablief zeigt Bild 6.18. Die Flammenfront bei der Verbren-

nung kennzeichnet sich durch eine plötzliche, stark sinkende LNG-Gas-Konzentration innerhalb des explosionsfähigen Gemisches, sodass neben der Konzentration von LNG-Gas Bild 6.18a die Flammenfront und deren Verlauf über der Zeit entnommen werden kann. Aus dem Verlauf des Drucks und der Flammenfront die Bild 6.18 (a) und (c) zeigen geht hervor, dass die aus der Verbrennung resultierende Druckwelle der Flammenfront vorseilte. Damit verlief die Verbrennung als Deflagration. Des Weiteren geht aus Bild 6.18a hervor, dass sich bereits kurz nach der Zündung die Flammenfront über den gesamten Tunnelquerschnitt ausbreitete und sich mit weiter voranschreitender Zeit das explosionsfähige Gemisch von der Zündquelle stetig wegbewegte. Dabei blieb die Form des explosionsfähigen Gemisches und die darin gegebene Konzentrationsschichtung von LNG-Gas nahezu erhalten und änderte sich erst stark beim Erreichen des explosionsfähigen Gemisches am verunfallten LNG-LKW. Die Erhöhung der Mischrates in diesem Bereich lässt sich mit der Erhöhung von Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz durch den LNG-LKW erklären, der ein Hindernis für die Strömung darstellte. Im Laufe der Verbrennung bewegte sich das explosionsfähige Gemisch um ca. 120 m entgegen und um ca. 40 m mit der Längsströmungsrichtung des Tunnels, ausgehend von dem Bereich der initial das explosionsfähige Gemisch aufwies. In Summe betrug die von der Flamme beaufschlagte Tunnellänge damit ca. 240 m und war somit ca. dreimal länger dem ca. 90 m lange Tunnelabschnitt der initial das explosionsfähige Gemisch aufwies. Aus der Darstellung der Verteilung des LNG-Gases im Untersuchungsgebiet von Bild 6.18a und dem Verlauf der LNG-Gas-Masse im Untersuchungsgebiet über der Zeit, dargestellt in Bild 6.17, geht hervor, dass 92 % des LNG-Gases reagierten und dass das verbleibende LNG-Gas unter die UEG verdünnt wurde und somit nicht mehr explosionsfähig war. Aus dem Produkt von reagierter LNG-Gas-Masse und dem in dem Modell berücksichtigten Heizwert von 50 MJ kg^{-1} , ergibt sich die in das Fluid eingebrachte Wärme aus der Verbrennung über der Zeit. Als größte Wärmesenken wurden die Wand und die Fahrbahn des Tunnels angenommen. Die bei der Verbrennung von LNG-Gas im Tunnel freigesetzte und von der Wand und Fahrbahn aufgenommene Wärme, die Wärmeströme sowie die Quotienten von bei der Verbrennung freigesetzter und von der Wand und Fahrbahn aufgenommenen Wärme über der Zeit zeigt Bild 6.19. Aus dem Quotienten von bei der Verbrennung freigesetzter und von der Wand und Fahrbahn aufgenommenen Wärme geht hervor, dass innerhalb von 14 s 50 % der bei der Verbrennung freigesetzten Wärme von der in der Berechnung berücksichtigten Wand und Fahrbahn des Tunnels aufgenommen wurden. Mit der Zeit sank der von der Wand und Fahrbahn aufgenommene Wärmestrom, sodass nach 94 s 70 % und nach 270 s 78 % der von der Verbrennung freigesetzten Wärme von den in der Berechnung berücksichtigten Oberflächen des Tunnels aufgenommen wurden. Obwohl die Tunnelstruktur eine große

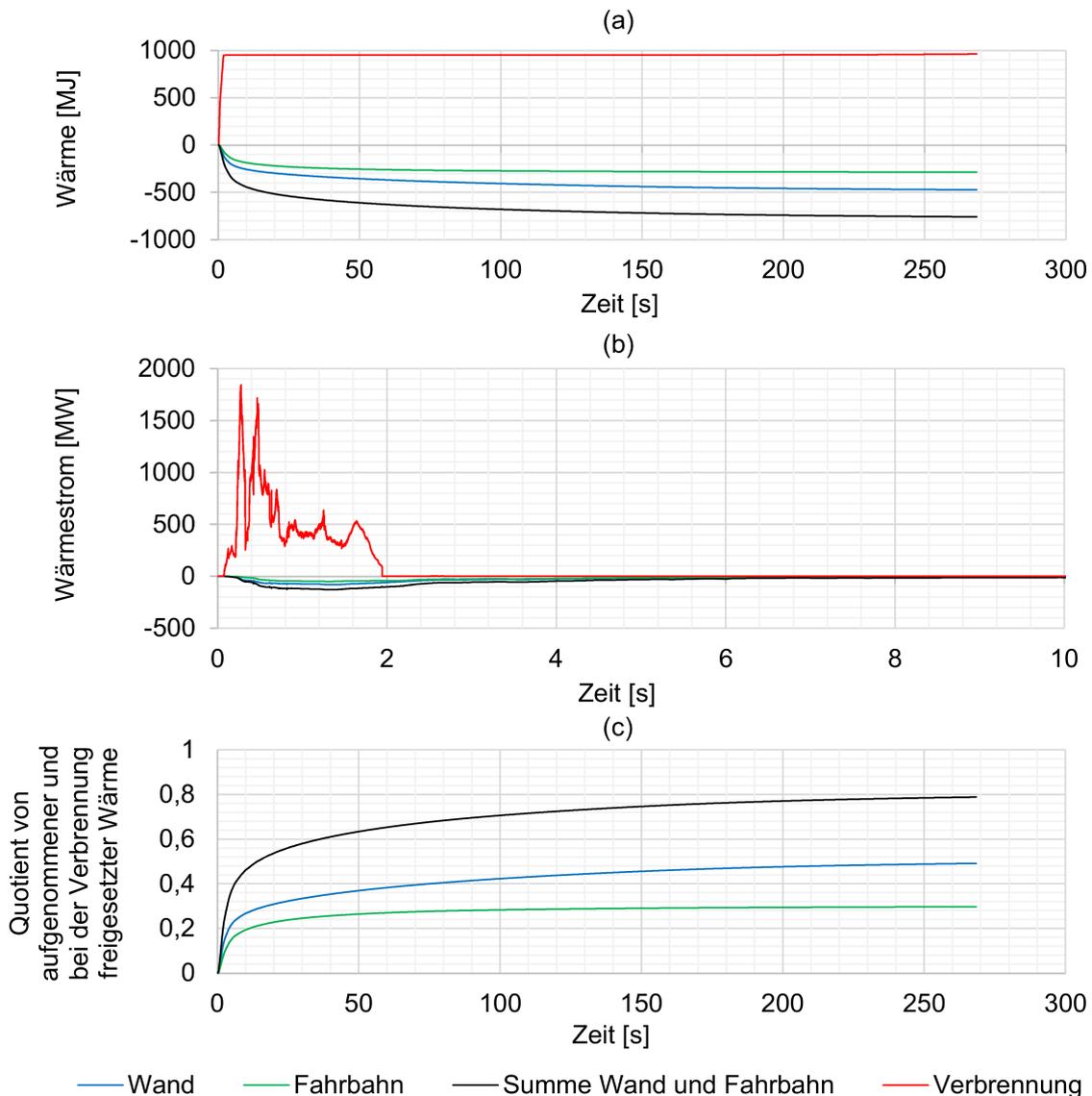


Bild 6.19: Im untersuchten VCE-Szenario bei der Verbrennung von LNG-Gas im Tunnel freigesetzte und von der Wand und Fahrbahn aufgenommene Wärme (a), die Wärmeströme (b) sowie die Quotienten von bei der Verbrennung freigesetzter und von der Wand und Fahrbahn aufgenommenen Wärme (c) über der Zeit.

Wärmesenke darstellte, erwärmte sich die Luft schneller als die Wand und Fahrbahn. In der Berechnung stellten sich innerhalb weniger 100 ms eine maximale Temperatur von ca. 2400 K in der Luft ein. Diese war somit größer als die adiabate Flammentemperatur von 2227 K für die Verbrennung eines stöchiometrischen Methan/Luft-Gemisches [126]. Dies lässt sich mittels der Druckschwankungen und der proportionalen Beziehung zwischen Temperatur und Druck nach dem idealen Gasgesetz erklären [120]. Danach gilt die Beziehung $P_1/P_2 = T_1/T_2$, worin P den Druck, T die Temperatur in K und die Indexe 1 und 2 Zustände des Gas-Gemisches darstellen. Aus der gleichen Gesetzmäßigkeit resultierte, dass die Temperatur in Gebieten oszillierte, die nicht von der Flamme oder Wärmestrahlung beaufschlagt wurden und in denen sich kurzzeitig Temperaturen

unterhalb der initialen Temperatur des Tunnels einstellten. Bild 6.20 zeigt die Temperatur in einem Ausschnitt des Untersuchungsgebiets für acht Zeitpunkte der transienten Berechnung. Nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz verhält sich die Wärmestromdichte, deren Berechnungsergebnisse an auf der Längsachse des Untersuchungsgebiets verteilten Messoberflächen im Modell Bild 6.21 zeigt, eng gekoppelt zur Temperatur. Die Wärmestromdichte wies Peaks von ca. 500 kW m^{-2} im Nahbereich der Zündquelle auf und verringerte sich mit zunehmendem Abstand zu dieser. Die von dem Modell vorhergesagten Peaks waren damit im Reaktionsgebiet größer als die 150 kW m^{-2} bis 340 kW m^{-2} die bei VCE mit LNG-Gas im Freifeld des Projekts Coyote gemessen wurden [81, 173]. Ein Grund hierfür könnte die bis zu achtmal größere Flammengeschwindigkeit in dem berechneten Szenario gegenüber dem Experiment des Coyote-Projekts darstellen. Es wird angenommen, dass aus der Erhöhung der Flammengeschwindigkeit eine Erhöhung der Wärmefreisetzungsrate und somit eine Erhöhung der Peaktemperatur folgt, die nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz zu einer Erhöhung der Wärmestromdichte führt [183]. Das Absinken der Temperatur des Fluides, welches die Verbrennungsprodukte mit sich führt, lässt sich einerseits auf die Wärmeabgabe durch Wärmestrahlung und andererseits auf die Durchmischung mit kälterer Umgebungsluft über der Zeit zurückführen. Dies wird deutlich an dem Verlauf der Sauerstoffkonzentration, deren minimale Konzentration im Anschluss an die Verbrennung mit der Zeit stieg und der Konzentration von Kohlenstoffdioxids deren Maximum im Anschluss an die Verbrennung mit der Zeit sank. Die Sauerstoff- und Kohlenstoffdioxidkonzentration in einem Ausschnitt des Untersuchungsgebiets zu acht Zeitpunkten zeigt Bild 6.22. Diesem kann auch entnommen werden, dass sich im Anschluss an die Verbrennung die warmen Verbrennungsprodukte an der Tunneldecke sammeln, welches auf den Auftrieb der warmen Verbrennungsprodukte in der kälteren Umgebungsluft zurückzuführen ist. An der Tunneldecke breiteten sich die warmen Gase zunächst mit und entgegen der Längsströmungsrichtung des Tunnels aus. Mit der Zeit wurden diese dann weiter durchmischt und von der Längsströmung des Tunnels aus dem untersuchten Tunnelabschnitt transportiert.

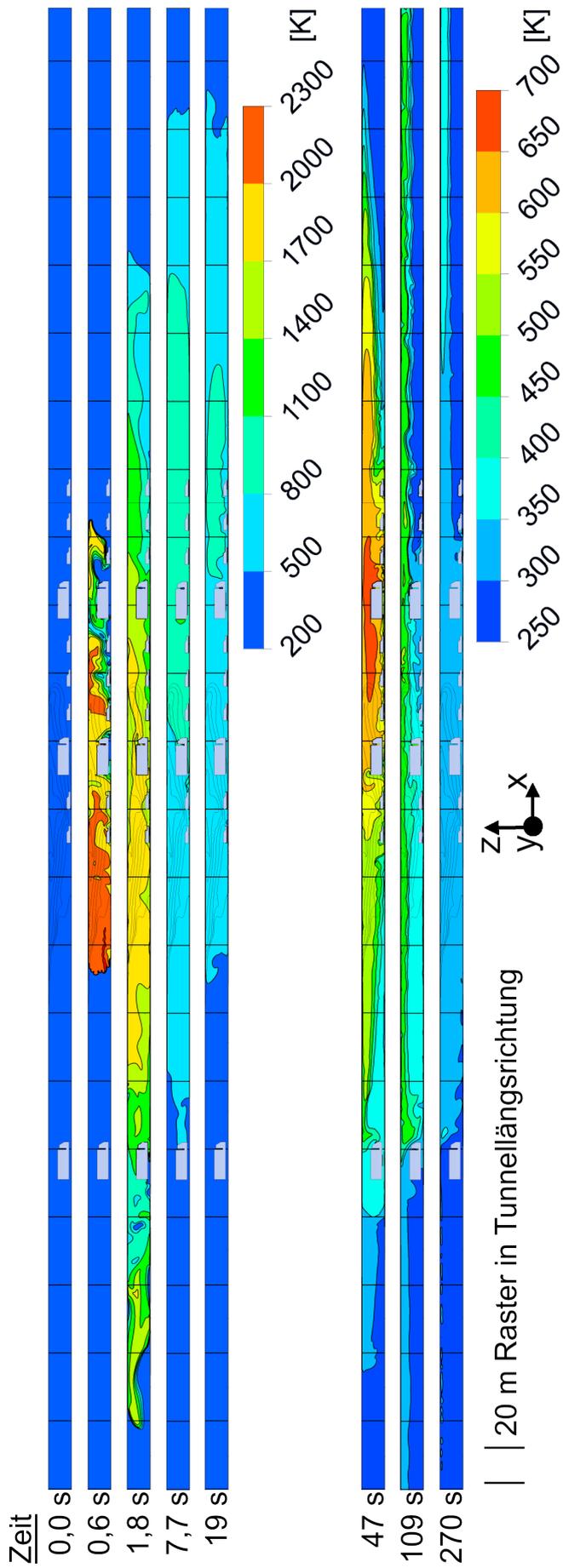


Bild 6.20: Temperaturen in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts des untersuchten VCE-Szenarios für acht Zeitpunkte.

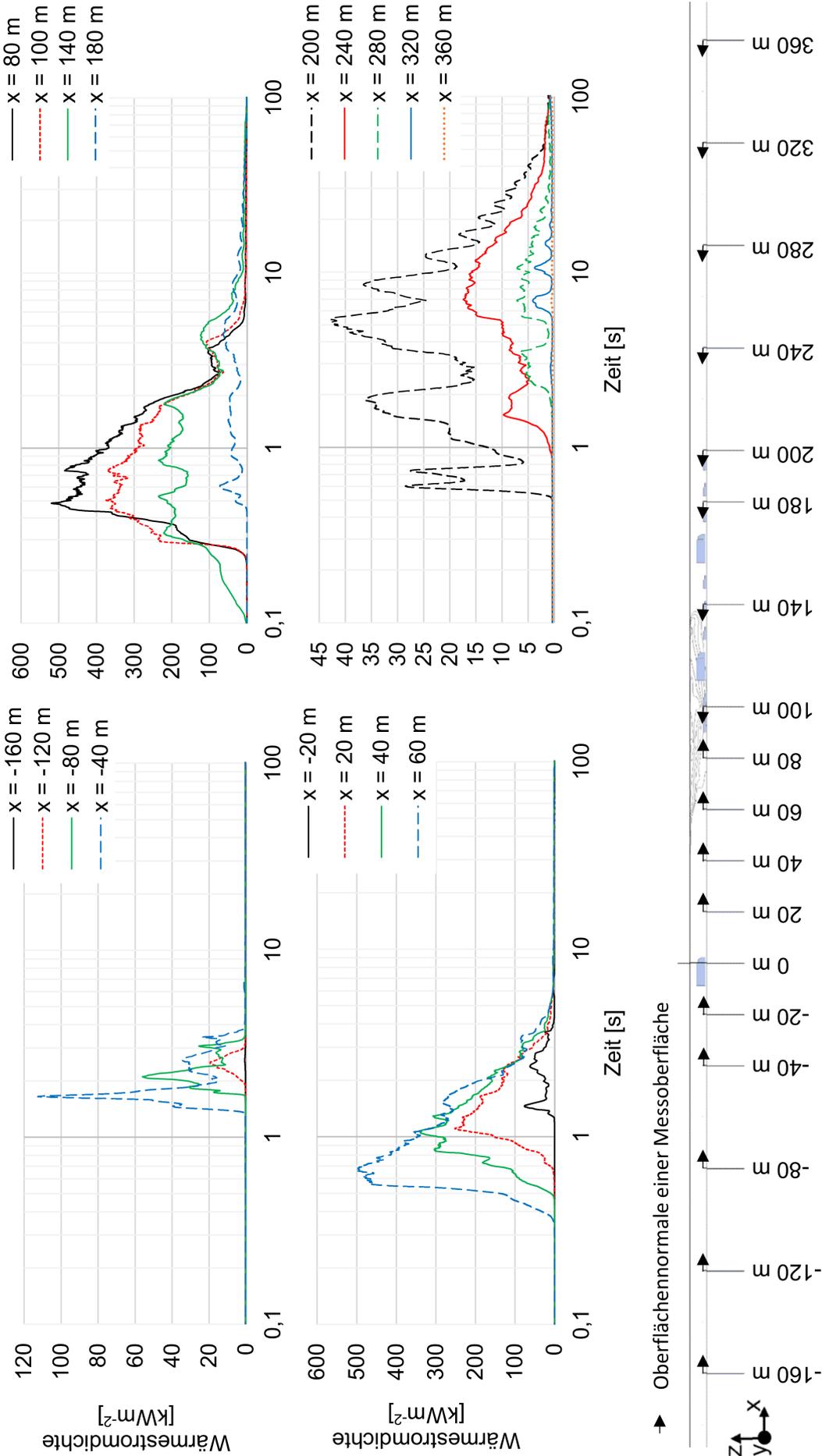


Bild 6.21: Verläufe der numerisch bestimmten Wärmestromdichte über der Zeit an ausgewählten Messoberflächen für das untersuchte VCE-Szenario in einem Tunnel.

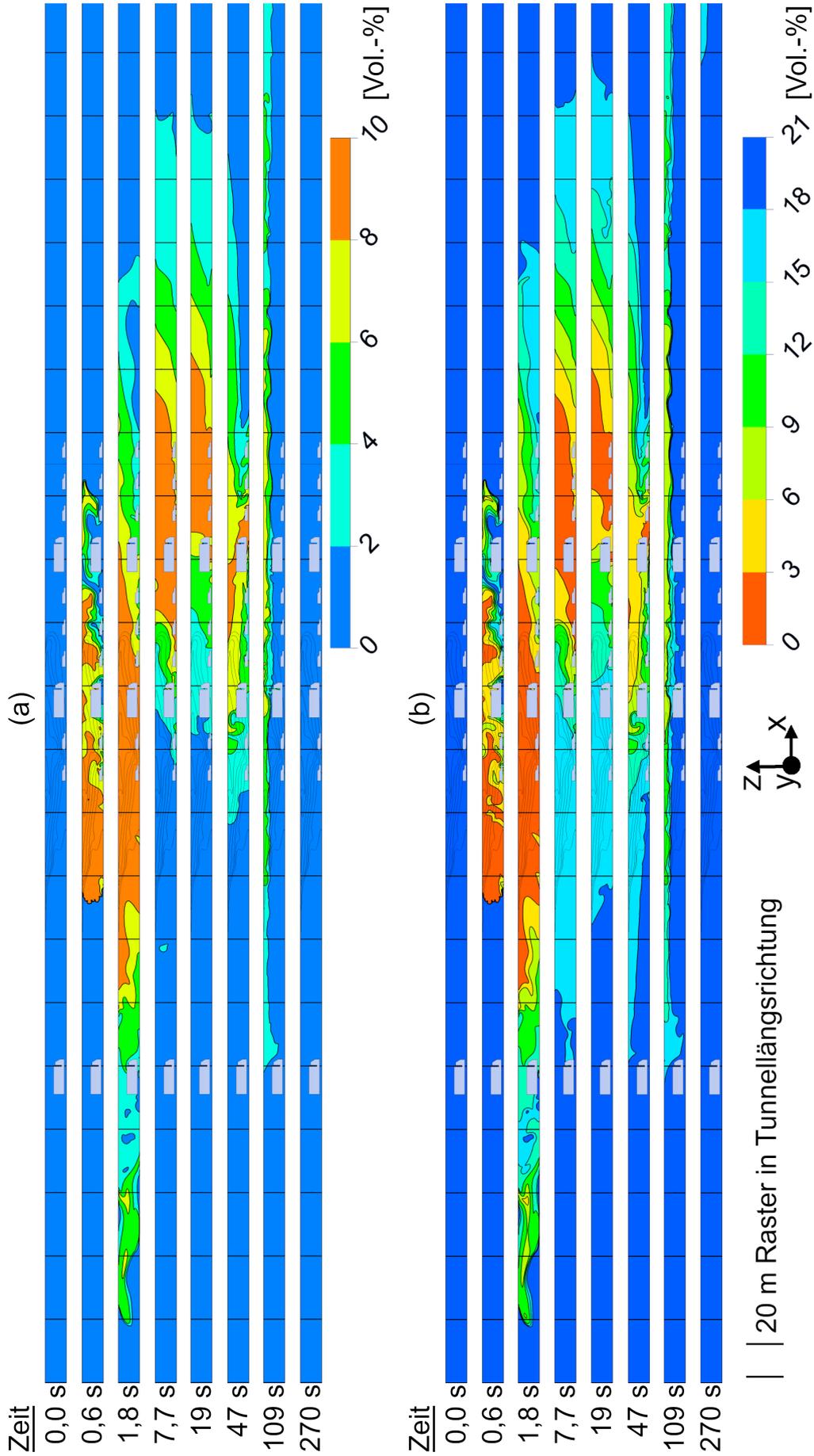


Bild 6.22: Konzentration von Kohlenstoffdioxid (a) und Sauerstoff (b) in einem Ausschnitt des untersuchten Tunnelabschnitts zur Untersuchung eines VCE-Szenarios zu acht Zeitpunkte.

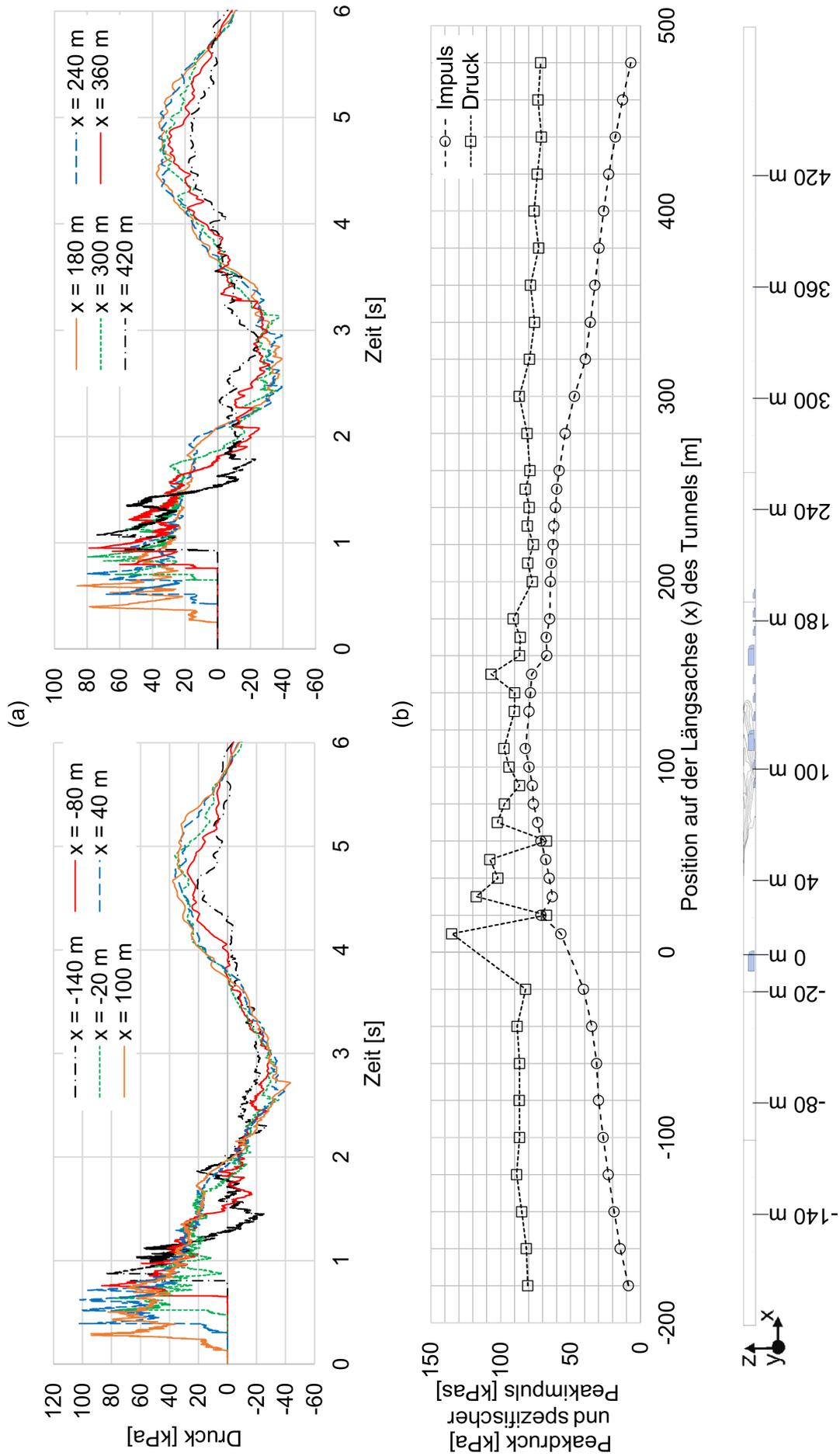


Bild 6.23: Verläufe numerisch bestimmter Drücke in ausgewählten Messpunkten über der Zeit (a) sowie Peakdrücke und -Impulse eines jeden Messpunktes über die Länge des Untersuchungsgebiets (b) bei der Untersuchung eines VCE-Szenarios in einem Tunnel.

Eine weitere zu untersuchende Größe stellte der Druck dar, dessen Entwicklung über Ort und Zeit in einigen Messpunkten verteilt über den untersuchten Tunnelabschnitt Bild 6.23a zeigt. Aus dem Integral des Drucks über der Zeit ergibt sich der spezifische Impuls einer Explosion (siehe Abschnitt 2.2.3.2), der wie in den Abschnitten 2.4.1.2 und 2.4.2.2 dargestellt, neben dem Druck eine Gefahr für Personen und Bauwerke darstellen kann. Den Verlauf des Peakdrucks und des -Impulses von über die Längsachse des Untersuchungsgebiets verteilten Messpunkten zeigt Bild 6.23b. Alle dargestellten Verläufe des Drucks weisen mindestens einen Peak in der Zeitspanne der Verbrennung auf. Dem Peakdruck folgte im Untersuchungsgebiet ein gedämpfter oszillierender Verlauf des Drucks. Der größte Peakdruck mit 120 kPa wurde 10 m vor dem verunfallten LNG-LKW vom Modell berechnet. Der durchschnittliche Peakdruck, der über die Tunnellänge verteilten Messpunkte betrug 86 kPa und wies mit wenigen Ausnahmen nur geringe Schwankungen über die Messpunkte auf. Anders verhielt sich dagegen der Peakimpuls, dessen Größe mit zunehmendem Abstand zum initial explosionsfähigen LNG-Gas/Luft-Gemisch abnahm.

6.2.3 Gefährdungsbeurteilung

Aufbauend auf den Ergebnissen des untersuchten VCE-Szenarios widmet sich dieser Abschnitt der Analyse der Gefährdung von Personen und dem Bauwerk. Schwerpunkt der Untersuchung stellten die Belastung durch Temperatur und Wärmestrahlung, Druck und Impuls sowie die Konzentrationen von Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid dar, deren Grenzwerte in Abschnitt 2.4 dargestellt sind.

Bei Personen können hohe Temperaturen und Wärmestromdichten mit der Zeit zu Schmerzen sowie leichten oder schweren Verbrennungen führen, wobei Letztere lebensgefährlich sein können. Wie in Abschnitt 2.4.1.1 dargestellt, kann die Bewertung einer Gefährdung für eine der Größen mittels des FED-Ansatzes durchgeführt werden. Dieser berücksichtigt mittels der Gleichungen 2.15 bis 2.18, dass Personen temporär einen Toleranzbereich für hohe Temperaturen und Wärmestromdichten aufweisen. Auf diesem aufbauend ergeben sich für transiente Verläufe der Temperatur und Wärmestromdichte mittels der Gleichungen 2.20 und 2.21 zeitabhängige FED. Überschreitet der Verlauf einer FED einen Wert von 1, so ist die jeweilige Grenzdosis überschritten und eine Gefährdung gegeben. Die aus den Berechnungsergebnissen ermittelte FED für Schmerzen sowie Verbrennungen 3. Grades für über die Länge des Untersuchungsgebiets verteilte Messpunkte in 1,6 m und 1,8 m Höhe über der Fahrbahn, zeigt zum Zeitpunkt von 60 s nach der Initiierung der VCE Bild 6.24. Die in Bild 6.24 dargestellten FED stiegen mit

weiter voranschreitender Zeit nicht weiter an. Eine Gefahr für Verbrennungen 3. Grades bestand demnach innerhalb des Bereichs von $10 \text{ m} \leq x \leq 200 \text{ m}$, der damit größer als der Bereich war, der das explosionsfähige Gemisch aufwies. Da innerhalb dieses Bereichs der Grenzwert für Verbrennungen 3. Grades bis zu 4-mal überschritten wurde, wird in diesem Bereich eine sehr hohe Lebensgefahr durch Verbrennungen angenommen. Der Bereich des Tunnels, in dem Verbrennungen 3. Grades nach dem FED-Ansatz berechnet wurden, war mit ca. 190 m Länge kürzer als der Bereich für den die Flammenausbreitung vom Modell vorhergesagt wurde und der ca. 240 m lang war. Daraus folgt, dass nicht jeder Kontakt mit der Flamme mit Verbrennungen 3. Grades einhergeht. Außerdem wurde vom Modell berechnet, dass eine Gefährdung für Schmerzen durch hohe Temperaturen und Wärmestrahlung im Bereich von $-100 \text{ m} \leq x \leq 280 \text{ m}$ des untersuchten Modells vorlag.

Eine Gefährdung für das Bauwerk durch den Verlauf der Temperatur und der Wärmestrahlung wird für das untersuchte VCE-Szenario nicht angenommen. Tunnel sind nach ZTV Ing 5 so für Brandszenarien ausgelegt, dass sie einer Bemessungstemperatur von 1200 °C über 30 Minuten standhalten müssen [18]. Diese Bemessungstemperatur wurde in dem untersuchten Szenario in einer Zeitspanne von weniger als 8 s überschritten, sodass der Wärmeeintrag im untersuchten Szenario an allen Oberflächen des Tunnels sehr viel kleiner war als im Bemessungsbrandszenario.

Wie in Abschnitt 6.2.2 dargestellt verlief die VCE im untersuchten VCE-Szenario im Tunnel als Deflagration, für deren Gefährdungsbeurteilung sich Druck-Impuls-Diagramme eignen. Die in den Abschnitten 2.4.1.2 und 2.4.2.2 für Personen, Bauwerke und Fahrzeuge erläuterten Iso-Schaden-Kurven sind in Bild 6.25 zusammen mit den Berechnungsergebnissen für Peakdrücke und -Impulse in Abschnitten auf der Längsachse des untersuchten Tunnels (x-Achse) dargestellt. Aus Bild 6.25 geht hervor, dass bei alleiniger Betrachtung des Drucks und des Impulses, nur bei $x = 10 \text{ m}$ die 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit von Personen unterschritten wurde. Andererseits geht aus Bild 6.25 hervor, dass die Iso-Schaden-Kurven für Fenster und Türen in jedem Abschnitt des untersuchten Tunnels überschritten wurden. Damit könnte erstens eine Gefährdung von Personen durch Trümmerflug und zweitens eine Behinderung von Fluchtwegen durch die Schädigung von Fluchttüren bestehen. Eine Bewertung von Bauwerksschäden kann auf Grundlage der gegebenen Daten nicht eindeutig erfolgen, da die aus der Literatur gegebenen Iso-Schaden-Kurven für bewehrte Betone nicht den Wertebereich berücksichtigten in dem die Berechnungsergebnisse des Modells vorlagen. Nimmt man jedoch für die Iso-Schaden-Kurven des bewehrten Betons ähnliche Trends an, wie sie bei den

Iso-Schaden-Kurven für Personen, Fenster oder Türen gegeben sind, so kann eine Schädigung des Bauwerks nicht ausgeschlossen werden.

Weitere Gefährdungen für Personen gehen von der erstickenden Wirkung einer niedrigen Sauerstoffkonzentration oder einer zu hohen Kohlenstoffdioxidkonzentration in der Luft aus, deren Grenzwerte in Abschnitt 2.4.1.3 dargestellt wurden. Entsprechend des in Abschnitt 6.2.2 dargestellten Ablaufs der Verbrennung und der sich anschließenden Stoffausbreitung, die für einige Zeitpunkte Bild 6.22 zeigt, breiteten sich die Verbrennungsprodukte entgegen und mit der initialen Längsgeschwindigkeit im Tunnel aus und sammelten sich mit der Zeit in der Nähe der Tunneldecke. Mit voranschreitender Zeit durchmischten sich die Verbrennungsprodukte weiter mit der Umgebungsluft des Tunnels und wurden mit der Grundströmung aus dem Tunnel abtransportiert. Zeitspannen über der Zeit, in denen für Personen kritische Grenzwerte der Konzentration von Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid überschritten wurden, in verschiedenen Messpunkten 1,8 m über der Fahrbahn im untersuchten Tunnel zeigt Bild 6.26. Berücksichtigt wurden dabei die Unterschreitung einer Konzentrationsgrenze von 8 Vol.-% für Sauerstoff, die unmittelbar oder innerhalb weniger Sekunden zur Ohnmacht führt und die Überschreitung der Konzentrationsgrenze von 4 Vol.-% für Kohlenstoffdioxid, ab der der Abtransport von Kohlenstoffdioxid aus der Zellatmung des Menschen behindert wird. Aus den Daten geht hervor, dass in einem großen Bereich des Tunnels in dem die Flamme vorlag die Grenzwerte überschritten wurden. Die Zeitspannen über die eine Überschreitung gegeben war variierte stark mit der Richtung der Längsströmung im Tunnel, ausgehend von der Position der Initiierung der VCE bei $x = 120$ m. So betragen die berechneten Zeitspannen an Messpunkten in dem Bereich $20 \text{ m} \leq x \leq 100 \text{ m}$ zwischen 1 s und 7 s und die berechneten Zeitspannen an Messpunkten in dem Bereich $140 \text{ m} \leq x \leq 180 \text{ m}$ zwischen 42 s und 71 s. Des Weiteren wurden die Konzentrationsgrenzen auch außerhalb des Bereichs in dem die Flamme vorlag in den Messpunkten des Bereichs $200 \text{ m} \leq x \leq 240 \text{ m}$ zwischen 3 s und 30 s überschritten.

Zusammenfassend geht aus den Ergebnissen des untersuchten VCE-Szenarios in einem Tunnel hervor, dass in dem Szenario eine Gefährdung für Personen durch Ersticken und Verbrennungen ausging. Dabei ähnelten sich beide Gefährdungsbereiche in dem untersuchten Tunnelabschnitt sehr. Eine weitere Gefährdung für Personen könnte aus dem Druck und Impuls der VCE resultieren. Diese nahmen zwar nur in einem kurzen Tunnelabschnitt Werte an die eine Gefährdung von Personen mit sich brachte, waren aber im gesamten Tunnelabschnitt hoch genug um Scheiben zu zerstören. Letztere könnten durch die Druckwelle zur Initiierung von Trümmerflug führen, von dem wiederum eine Gefährdungen von Personen ausgeht.

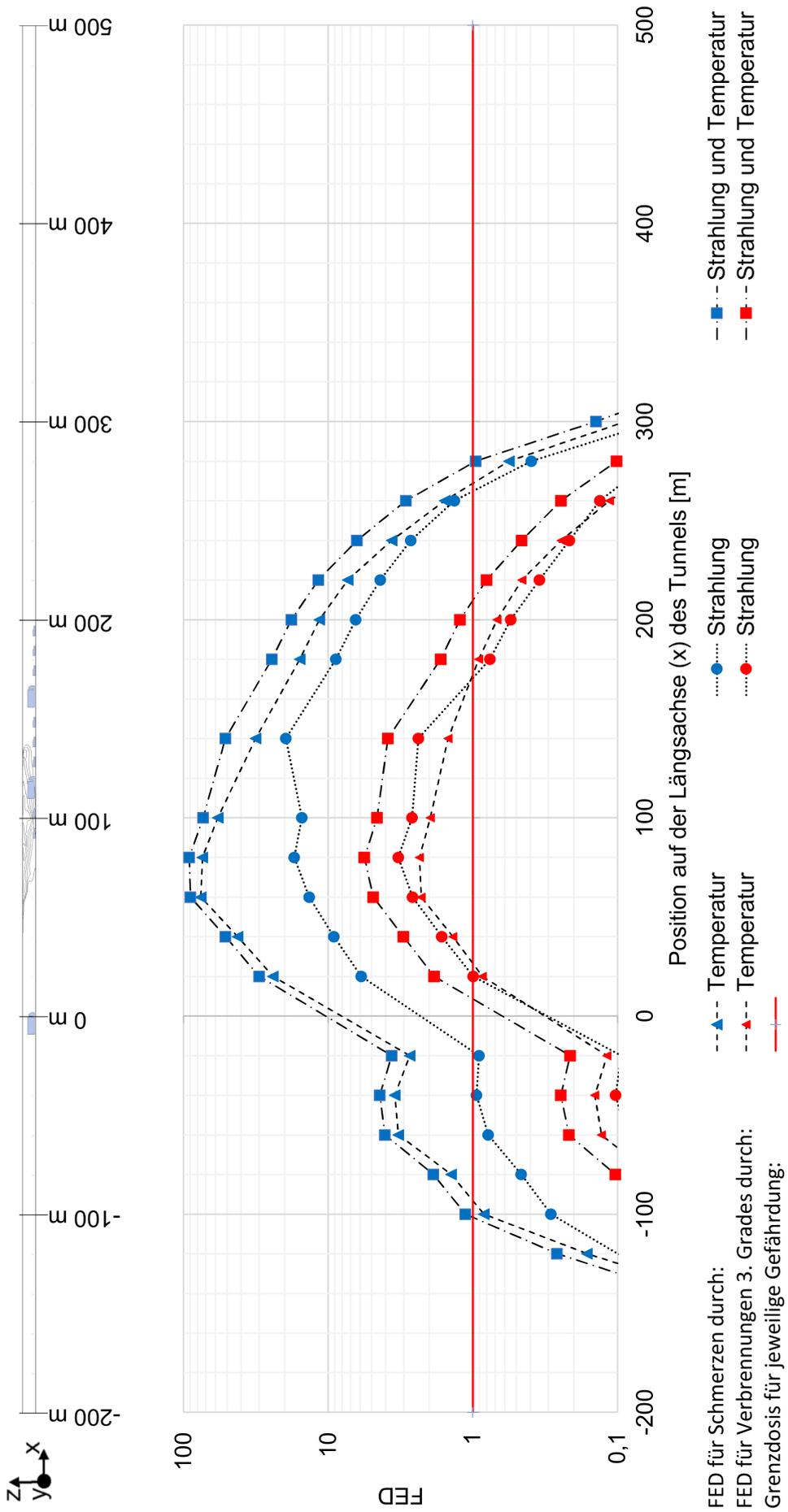


Bild 6.24: Berechnete Fractional-Effective-Dose (FED) für Schmerzen und Verbrennungen 3. Grades bei Personen, bedingt durch Temperatur, Wärmestrahlung und deren Kombination, in über die Länge des Untersuchungsgebiets verteilten Messpunkten, 60 s nach der Zündung im untersuchten VCE-Szenario in einem Tunnel.

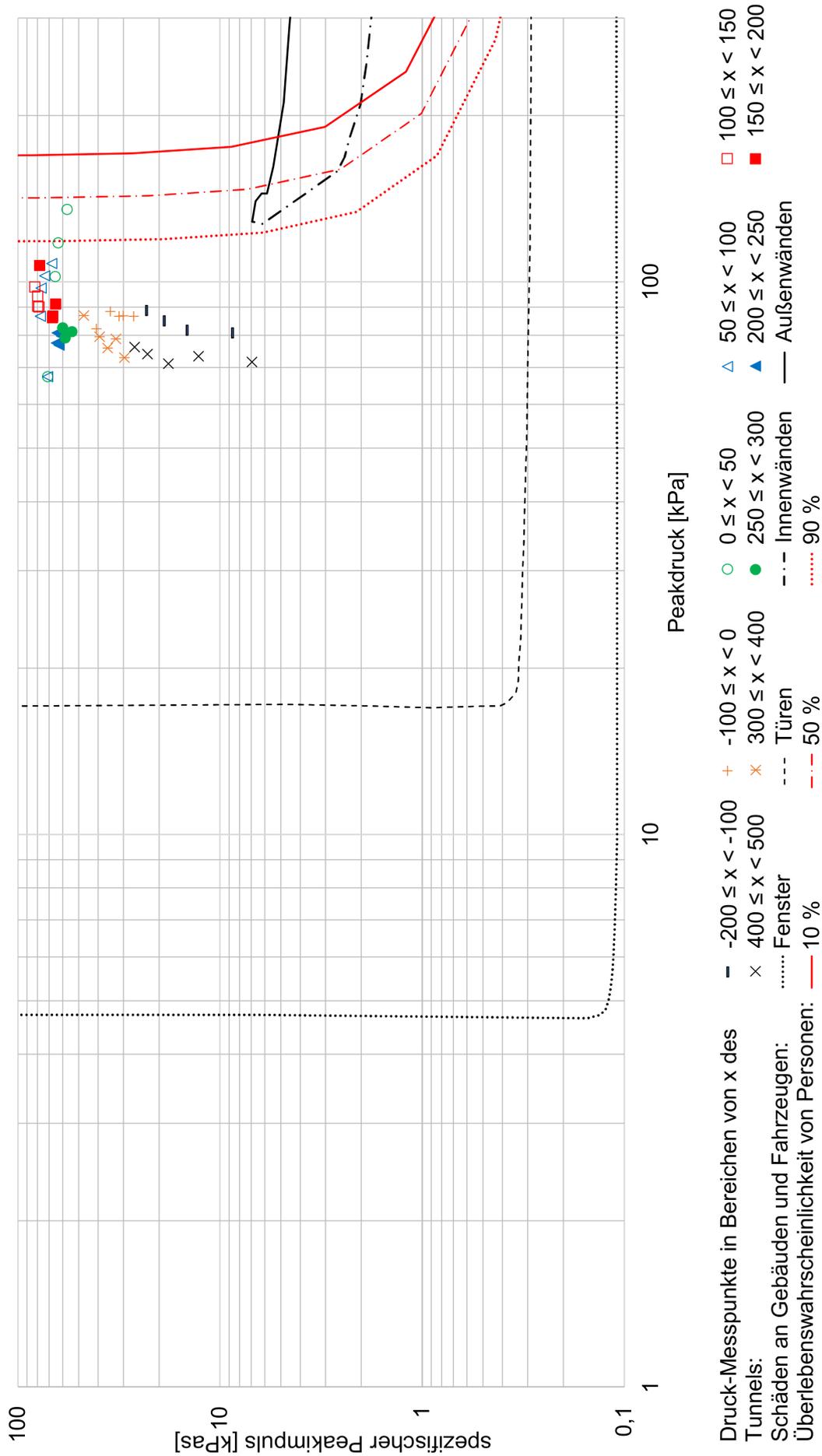


Bild 6.25: Druck-Impuls-Diagramm mit Iso-Schaden-Kurven für Personen, Bauwerken und Fahrzeugen sowie die berechneten Peakdrücke und -Impulse für das untersuchte VCE-Szenario im Tunnel.

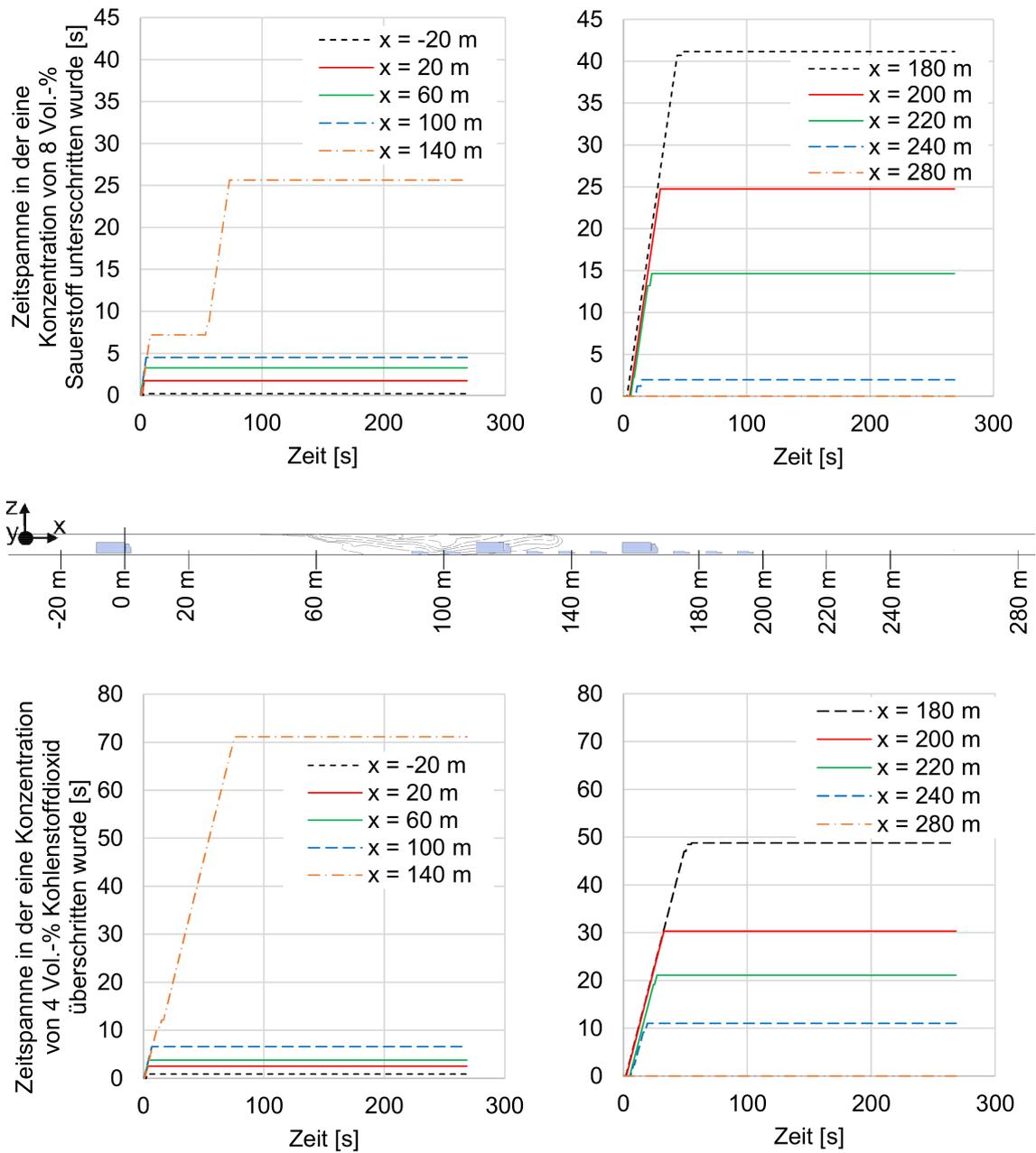


Bild 6.26: Zeitspannen über der Zeit in denen Grenzwerte der Konzentration für Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid an verschiedenen Messpunkten im Untersuchungsgebiet des VCE-Szenarios überschritten wurden.

Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit stellte die Untersuchung der Gefährdung von Personen und Bauwerken in Folge des Versagens von LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge in Tunneln dar. Grundlage hierfür stellte ein generisches Szenario bestehend aus der Freisetzung von LNG aus einem Kraftstoffspeicher, der Poolausbreitung und -Verdampfung von LNG, der Stoffausbreitung von LNG-Gas und einer sich möglicherweise verzögert anschließenden Zündung und daraus folgenden Verbrennung dar, für dessen Untersuchung innerhalb der Arbeit empirische und CFD-Modelle erforscht wurden. Anschließend wurden die Modelle, die sich in der Untersuchung als am besten geeignet darstellten, herangezogen um FB zu Störfallszenarien mit LNG in Tunneln zu analysieren und um exemplarische Gefährdungsbeurteilungen durchzuführen. Die aus der Untersuchung gewonnen Erkenntnisse geben einen tiefen Einblick in den Ablauf eines Störfallszenarios mit LNG sowie dessen Modellierung und sind im Folgenden zusammengefasst dargestellt.

Für die Freisetzung von LNG zeigte sich, dass die Art und Position der Schädigung eines LNG-Kraftstoffspeichers einen großen Einfluss auf den freigesetzten Massenstrom von LNG hat. Die größten LNG-Massenströme über der Zeit sind von Leckagen am tiefsten Punkt des Kraftstoffspeichers zu erwarten. Diese Leckagen können innerhalb kurzer Zeitspannen zur vollständig, einphasig, flüssigen Freisetzung des Kraftstoffspeicherinhalts an die Umgebung führen. Dagegen sind die geringsten Massenströme über der Zeit von Leckagen am höchsten Punkt des LNG-Kraftstoffspeichers zu erwarten. Diese haben zur Folge, dass durch eine Leckage LNG primär in der Gasphase freigesetzt wird und nach dem sich der Druck im LNG-Kraftstoffspeicher durch die Freisetzung der Gasphase abgebaut hat, ein Großteil des gespeicherten LNG flüssig im LNG-Kraftstoffspeicher verbleibt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die einphasig, flüssige Freisetzung angenommen und der Massenstrom konservativ, unter Berücksichtigung einer Ausflussziffer sowie reduzierten Ausflussziffer von jeweils 1, berücksichtigt. Neben dem Massenstrom

ist für die Gefährdungsbeurteilung die freisetzbare Kraftstoffmenge von Relevanz. Die nach ADR maximal zulässige Kraftstoffmasse von 1080 kg LNG kann auf Grundlage der in Deutschland geltenden Standards für Fahrzeuge nicht ausgenutzt werden. In den untersuchten FB wurde für einen LKW mit zwei Kraftstoffspeichern eine maximale Kraftstoffmenge von 396 kg LNG berücksichtigt.

Die Untersuchung der Verdampfung von LNG erbrachte, dass diese in Folge der Freisetzung aus einem kryogenen Druckspeicher in zwei Stufen erfolgt. Die erste Stufe der Verdampfung wird Flash-Verdampfung genannt und erfolgt aufgrund des Druckabfalls und der damit verbundenen abnehmenden Siedetemperatur bei der Freisetzung von LNG in die Umgebung. Die zweite Stufe der Verdampfung bedarf zusätzlicher Energie aus der Umwelt. Aus der Literatur geht hervor dass die größte Wärmequelle diesbezüglich der Boden darstellt. Daher ist bei der flüssigen Freisetzung von LNG die Poolbildung auf dem Boden wahrscheinlich. LNG wird im Pool zwischengespeichert, wobei der Pool eine zeitlich veränderliche Fläche und Höhe sowie zeit- und über die Fläche veränderliche flächenspezifische Verdampfungsmassenströme aufweist. In der Arbeit zeigte sich, dass kein linearer Zusammenhang zwischen dem Massenstrom der dem Pool zugeführt und dem Massenstrom der vom Pool mittels Verdampfung abgeführt wurde bestand. Dabei zeigte sich, dass mit steigendem zugeführtem Massenstrom sich der Quotient von abgeführten zu zugeführten LNG-Massenstrom tendenziell verringerte, sich aber beide Größen mit voranschreitender Zeit einander annäherten. Der Pool stellt somit einen Verzögerer zwischen der LNG-Freisetzung vom LNG-Kraftstoffspeicher und der Verdampfung von LNG aus dem Pool dar. Da Fahrbahnen typischerweise aus Asphalt oder Beton hergestellt werden, wurde diesbezüglich ein Vergleich durchgeführt. Aus diesem geht hervor, dass die Poolausbreitung auf beiden Fahrbahnbelägen ähnlich angenommen werden kann und somit bei gleich betrachteten Szenarien ähnliche Verdampfungsmassenströme über der Zeit zu erwarten sind. Außerdem zeigte sich, dass der vom Speicherdruck abhängige Massenstromanteil der Flash-Verdampfung am freigesetzten LNG-Massenstrom typischerweise kleiner ist, als der Massenstromanteil, der zur Poolbildung führt. Daraus folgt, dass die Poolverdampfung den Hauptmechanismus beim Übergang von LNG zu LNG-Gas darstellt.

Untersuchungen zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas mit CFD-Methoden wurden im Freifeld und in einem exemplarischen Tunnel durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass die Stoffausbreitung stark durch die Umgebungsströmung, Hindernisse, die Luftfeuchte sowie den Wärmeaustausch mit der Wand beeinflusst wurde. Je nach Ausbreitungsgebiet ergaben sich unterschiedliche Ausbreitungscharakteristika von LNG-Gas. Im Freifeld führte die Durchmischung von LNG-Gas und Luft zu Gemi-

schen, deren Temperaturen geringfügig kleiner als die der Umgebungsluft waren. Da das gebildete Gemisch LNG-Gas nur in geringen, aber teils explosionsfähigen Konzentrationen aufwies und die Dichte von Gasen im allgemeinen mit sinkender Temperatur steigt, stellte das gebildete Gemisch ein Schwergas gegenüber der Umgebungsluft dar, welches sich entsprechend bodennah ausbreitete. Die Parameterstudie im Tunnel zeigte, dass der Wärmeübergang zwischen Wand und Gemisch dessen Ausbreitung stark beeinflussen könnte. Hierdurch wurde das initial kalte LNG-Gas an den Wänden erwärmt, wodurch es Auftrieb erfuhr. In einigen untersuchten Fallbeispielen kam es anschließend zur Bildung eines explosionsfähigen Leichtgases an der Tunneldecke, welches sich nur sehr langsam mit der Umgebungsluft weiter mischte. Außerdem ergab sich aus der Parameterstudie im Freifeld, dass sich das realizable $k-\epsilon$ Turbulenzmodell nicht zur Modellierung der Stoffausbreitung von LNG-Gas, in Folge der Verdampfung von LNG auf Land eignet, da sich Kontinuitätsfehler im Gemisch in Folge der Freisetzung von LNG-Gas einstellten.

Des Weiteren wurden in der Arbeit CFD-Modelle für die Verbrennung von LNG-Gas/Luft-Gemischen in Röhren untersucht. Aus in der Literatur dargestellten Experimenten geht hervor, dass der Verlauf von Verbrennungen zum Teil großen zufälligen Schwankungen unterliegt. Ziel der Modellierung war es daher den Verbrennungsablauf im Mittel vorhersagen zu können, sodass bei der Kalibrierung und Validierung eines Verbrennungsmodells eine Vielzahl von Experimenten Berücksichtigung fand. In der Untersuchung zeigte sich, dass die Modellierung mit 2D- und 3D-Modellen möglich war, diese jedoch einen sehr hohen Rechenaufwand erfordern. Das kalibrierte und validierte CFD-Modell wurde auf ein Explosionsszenario ausgehend von einem Fallbeispiel zur Stoffausbreitung angewendet, welches um die Berücksichtigung von Fahrzeugen erweitert wurde. Hierbei zeigte sich, dass das Verbrennungsszenario eines ca. 90 m langen explosionsfähigen Bereichs im Tunnel als Deflagration in weniger als 2 s ablief. Des Weiteren stellten sich die Fahrbahn und Wand des Tunnels als große Wärmesenken heraus, die im numerischen Modell bereits 14 s nach der Zündung 50 % der von der Verbrennung freigesetzten Wärme absorbierten. Als größter Wärmeüberträger stellte sich dabei zunächst die in den Modellen berücksichtigte Wärmestrahlung dar.

In den untersuchten FB, welche die Freisetzung von LNG aus LNG-Kraftstoffspeichern für Fahrzeuge berücksichtigten, stellten die größten Gefahren für Personen der Kontakt mit flüssigem LNG bei dessen Freisetzung, die sich anschließenden Poolausbreitung sowie die sich möglicherweise anschließenden Verbrennung dar. Hierdurch kann es bei Personen zu Erfrierungen, Verbrennungen, Erstickungen und zu Schäden durch Druck und Impuls oder einen sich möglicherweise daraus resultierenden Trümmerflug kom-

men. In dem untersuchten FB waren vor allem in Folge der Verbrennung Gefährdungen durch Verbrennungen 3. Grades und Erstickungen in einem Tunnelabschnitt gegeben, dessen Länge ca. dreimal größer dem des Tunnelabschnitts war der initial das explosionsfähige LNG-Gas/Luft-Gemisch aufwies. Der Explosionsdruck und -Impuls erreichte nur an wenigen Positionen im untersuchten Tunnelabschnitt für Personen kritische Werte, war aber im gesamten Tunnelabschnitt groß genug um Fenster und Notausgänge zu zerstören, aus dem eine Gefährdung von Personen durch Trümmerflug folgen könnte. Eine Gefährdung für das Bauwerk könnte vor allem aus dem Explosionsdruck und -Impuls resultieren. In dem untersuchten FB konnte eine Schädigung des Bauwerks durch die Explosion nicht ausgeschlossen werden. Eine eindeutige Bewertung der Schädigung des Bauwerks war mittels der aus der Literatur gegebenen Grenzwerte nicht möglich, sodass dieser Aspekt weiterer Forschung bedarf.

Auf Grundlage der Arbeit ergaben sich weitere Wissenslücken zur Freisetzung, Stoffausbreitung und Verbrennung von LNG sowie zur Bewertung von Gefährdungen durch Explosionen, die im Umfang dieser Arbeit nicht beantwortet werden konnten und im Folgenden dargestellt sind.

Freisetzung:

- Untersuchung der LNG-Quelle als Schlüssel-Parameter für Störfallszenarien mit LNG,
- Untersuchung des Einflusses der Geometrie einer Schädigung am LNG-Kraftstoffspeicher (z.B. Loch oder Riss) auf den resultierenden Massenstrom und dessen Phasenzustand bei der Freisetzung,
- Untersuchung von Eintrittswahrscheinlichkeiten für Störfälle und Schadensbilder an LNG-Kraftstoffspeichern.

Stoffausbreitung:

- Untersuchung der Stoffausbreitung von LNG in Luft,
- Untersuchung der Verdampfung größerer LNG-Massen, als sie in dieser Arbeit untersucht wurden und von Störfällen mit LNG-Tanklastwagen ausgehen,
- Weiterführende Untersuchung und Validierung von Modellen zur Beeinflussung der Stoffausbreitung von LNG-Gas durch vertikale Wände,
- Weiterführende Untersuchung und Validierung von Modellen zum Einfluss von Luftfeuchte auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas,

- Untersuchung des Einflusses von Fahrzeugen auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas, da diese einerseits die Turbulenz und das Strömungsfeld beeinflussen und andererseits zusätzliche Wände und Wärmequellen darstellen,
- Untersuchung der Beeinflussung der Stoffausbreitung von LNG-Gas in Tunneln durch die Form des Tunnelquerschnitts und dessen Dimensionen,
- Untersuchung empirischer Ansätze zur Bestimmung von Gefährdungsbereichen in Folge eines Störfalls mit LNG in Anlehnung an z.B. VDI 3783 Blatt 2 [2] oder Weerheijm et al. [206],
- Untersuchung des Einflusses aktiver Sprinkler- und Wassernebellöschsysteme auf die Stoffausbreitung von LNG-Gas.

Verbrennung:

- Untersuchung des Einflusses der 2D- und 3D-Modellierung der Verbrennung auf den Verbrennungsverlauf,
- Untersuchung des sich möglicherweise an eine VCE anschließenden Brandüberschlags auf andere Fahrzeuge,
- Untersuchung des Einflusses aktiver Sprinkler- und Wassernebellöschsysteme auf die Verbrennung einer VCE.

Gefährdungsbewertung:

- Untersuchung der Gefährdung von Personen durch Trümmerflug,
- Untersuchung der Gefährdung von Bauwerken durch Druck- und Impulsbeanspruchung,
- Untersuchung von Maßnahmen zur Verringerung der Gefährdungen für Personen und Bauwerke durch Störfallszenarien mit LNG.

Anhang

A

Appendix 1: Materialdaten von LNG aus 100 % Methan

Tabelle A.1: Allgemeine Materialdaten von LNG aus 100 % Methan.

Molare Masse:	16,04 g mol ⁻¹
Verdampfungsenthalpie ΔH :	506 kJ kg ⁻¹ K ⁻¹
Oberflächenspannung σ :	1,328 · 10 ² N m ⁻¹
kinematische Viskosität ϑ :	2,74 · 10 ⁻⁷ m ² s ⁻¹

Tabelle A.2: Druckabhängige Materialdaten von LNG aus 100 % Methan auf der Siedelinie.

LNG-Speicher Druck P_{Sp} [MPa]	Siedetemperatur T [°C]	Spezifische Wärmekapazität der Flüssigphase c_{pf} [kJ kg ⁻¹ K ⁻¹]	Dichte Flüssigphase ρ_f [kg m ⁻³]	Dichte Gasphase ρ_g [kg m ⁻³]
1,600	-111,5	4,45	331,6	27,5
1,500	-113	4,39	335	25,8
1,400	-114,6	4,33	339	24
1,300	-116,3	4,26	343	22,3
1,200	-118	4,20	347	20,6
1,100	-119,9	4,14	351	19
1,000	-121,9	4,08	355	17,36
0,900	-124	4,02	359	15,76
0,800	-126,3	3,96	364	14,2
0,700	-128,7	3,90	369	12,6
0,600	-131,4	3,84	374	11
0,500	-134,4	3,79	379,5	9,5
0,400	-137,7	3,73	385,5	8
0,300	-141,6	3,68	392	6,5
0,250	-143,9	3,66	395,9	5,72
0,200	-146,3	3,62	400	5
0,150	-149,1	3,60	404,3	4,18
0,100	-152,4	3,58	409,4	3,4
0,066	-154,9	3,56	413,3	2,9
0,033	-157,9	3,54	417,6	2,3
0,000	-161,4	3,51	422,7	1,75

Anhang

B

Appendix 2: Stoffausbreitung von LNG-Gas im Freifeld

Tabelle B.1: Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem realizable k-ε Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.

Modell	Höhe [m]	SM	Durch. SM	GGSM	Durch. GGSM	GMS	Durch. GMS	NMQA	Durch. NMQA	FAK2	Durch. FAK2	FAK5	Durch. FAK5
BM	0,15	-0,07		1,59		81,59		0,78		0,42		0,66	
	0,60	-0,41	-0,11	0,63	1,14	2,49	28,74	0,37	0,67	0,54	0,50	0,89	0,82
	1,50	0,15		1,19		2,14		0,84		0,54		0,92	
FST	0,15	-0,41		1,25		240,13		1,17		0,30		0,62	
	0,60	-0,75	-0,42	0,41	0,88	5,59	83,05	0,88	1,17	0,31	0,30	0,74	0,74
	1,50	-0,09		0,98		3,43		1,46		0,31		0,85	
WQB	0,15	-0,09		1,54		79,33		0,79		0,41		0,66	
	0,60	-0,43	-0,12	0,61	1,11	2,57	28,02	0,38	0,67	0,53	0,49	0,88	0,82
	1,50	0,15		1,19		2,15		0,85		0,53		0,91	
WQL	0,15	-0,13		1,48		77,68		0,78		0,40		0,66	
	0,60	-0,44	-0,10	0,61	1,14	2,58	27,45	0,39	0,71	0,52	0,48	0,88	0,83
	1,50	0,26		1,32		2,08		0,95		0,52		0,94	

Tabelle B.2: Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem SST $k-\omega$ Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.

Modell	Höhe [m]	SM	Durch. SM	GGSM	Durch. GGSM	GMS	Durch. GMS	NMQA	Durch. NMQA	FAK2	Durch. FAK2	FAK5	Durch. FAK5
BM	0,15	-0,01		1,69		69,36		0,74		0,46		0,69	
	0,60	-0,33	-0,02	0,74	1,27	2,00	24,40	0,38	0,64	0,60	0,55	0,94	0,86
	1,50	0,27		1,37		1,85		0,80		0,60		0,95	
FST	0,15	-0,49		0,98		74,78		1,13		0,32		0,65	
	0,60	-0,78	-0,42	0,40	0,83	5,84	27,89	1,05	1,26	0,30	0,30	0,75	0,75
	1,50	0,03		1,11		3,05		1,61		0,30		0,87	
WQB	0,15	-0,01		1,67		67,36		0,73		0,45		0,69	
	0,60	-0,33	-0,02	0,74	1,27	2,00	23,74	0,37	0,65	0,60	0,55	0,94	0,86
	1,50	0,29		1,41		1,86		0,84		0,60		0,96	
WQL	0,15	-0,02		1,64		64,24		0,71		0,46		0,69	
	0,60	-0,33	-0,01	0,74	1,27	1,99	22,69	0,36	0,64	0,60	0,55	0,95	0,87
	1,50	0,31		1,43		1,85		0,84		0,60		0,97	

Tabelle B.3: Statistisch ermittelten Performance-Indikatoren, bestimmt mit dem RSM- ω Turbulenzmodell, für die MVF des Experiments T40 aus dem „LNG Safety Program Phase II“.

Modell	Höhe [m]	SM	Durch. SM	GGSM	Durch. GGSM	GMS	Durch. GMS	NMQA	Durch. NMQA	FAK2	Durch. FAK2	FAK5	Durch. FAK5
BM	0,15	0,25		1,94		48,56		0,77		0,49		0,70	
	0,60	0,07	0,33	1,00	1,67	1,60	17,40	0,30	0,85	0,69	0,62	0,97	0,88
	1,50	0,66		2,08		2,05		1,50		0,69		0,96	
FST	0,15	-0,37		1,03		50,36		0,96		0,35		0,67	
	0,60	-0,58	-0,17	0,47	1,09	4,40	19,57	0,66	1,35	0,38	0,37	0,78	0,75
	1,50	0,44		1,78		3,94		2,44		0,38		0,81	
WQB	0,15	0,25		1,93		47,71		0,76		0,49		0,70	
	0,60	0,07	0,33	0,99	1,67	1,60	17,13	0,30	0,86	0,69	0,62	0,97	0,88
	1,50	0,67		2,10		2,07		1,54		0,69		0,96	
WQL	0,15	0,24		1,88		43,15		0,73		0,49		0,70	
	0,60	0,07	0,33	0,99	1,66	1,60	15,61	0,29	0,86	0,69	0,63	0,98	0,88
	1,50	0,68		2,12		2,09		1,57		0,69		0,96	

Literaturverzeichnis

- [1]
- [2] *VDI 3783 Part 2: Dispersion of Heavy Gas Emissions by Accidental Releases – Safety Study.* Verein Deutscher Ingenieure, 1990
- [3] *DIN 1076: Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung.* Beuth, 1999
- [4] *ASTRA: Lüftung der Strassentunnel - Systemwahl, Dimensionierung und Ausstattung.* 2004
- [5] *EU-RL 2006/25/EG: Über Mindestvorschriften zum Schutz von Sicherheit und Gesundheit der Arbeitnehmer vor der Gefährdung durch physikalische Einwirkungen.* Europäischen Union, 2006
- [6] *RABT: Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln.* Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, 2006
- [7] *ZTV Asphalt-StB: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Verkehrsflächenbefestigungen aus Asphalt.* Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, 2007
- [8] *ZTV Beton-StB: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Verkehrsflächenbefestigungen aus Beton.* Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, 2007
- [9] *RAA: Richtlinien für die Anlage von Autobahnen.* Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, 2008
- [10] *EN 1992-1-2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall.* Deutsches Institut für Normung, 2009
- [11] *RVS 09.01.23: Innenausbau.* Forschungsgesellschaft Straße - Schiene - Verkehr, 2009
- [12] *ISO 4126-10: Safety devices for protection against excessive pressure – Part 10: Sizing of safety valves for gas/liquid two-phase flow.* International Organization for Standardization, 2010

- [13] *DIN 33403-3: Klima am Arbeitsplatz und in der Arbeitsumgebung - Teil 3: Beurteilung des Klimas im Warm- und Hitzebereich auf der Grundlage ausgewählter Klimasummenmaße.* Beuth, 2011
- [14] *RStO: Richtlinien für die Standardisierung des Oberbaues von Verkehrsflächen.* Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, 2012
- [15] *ECE-R 43: Uniform provisions concerning the approval of safety glazing materials and their installation on vehicles.* Economic Commission for Europe of the United Nations, 2013
- [16] *ECE-R 110: Regulation No. 110, Revision 3, Uniform provisions concerning the approval of: I. Specific components of motor vehicles using compressed natural gas (CNG) and/or liquefied natural gas (LNG) in their propulsion; II. Vehicles with regard to the installation of specific components of an approved type for the use of compressed natural gas (CNG) and/or liquefied natural gas (LNG) in their propulsion system.* United Nations, 2014
- [17] *DIN EN ISO 16903: Erdöl- und Erdgasindustrie – Eigenschaften von Flüssigerdgas mit Einfluss auf die Auslegung und die Materialauswahl.* Beuth, 2015
- [18] *ZTV ING 5: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten Teil-5 Tunnelbau.* Bundesanstalt für Straßenwesen, 2018
- [19] *NFPA 59 A: Standard for the Production, Storage, and Handling of Liquefied Natural Gas (LNG).* National Fire Protection Association, 2019
- [20] ABDUL-SATER, H. ; KRISHNAMOORTHY, G. : An assessment of radiation modeling strategies in simulations of laminar to transitional, oxy-methane, diffusion flames. In: *Applied Thermal Engineering* 61 (2013), Nr. 2, S. 507–518
- [21] ABEDINI, M. ; MUTALIB, A. A. ; RAMAN, S. N. ; ALIPOUR, R. ; AKHLAGHI, E. : Pressure-Impulse (P-I) Diagrams for Reinforced Concrete (RC) Structures: A Review. In: *Archives of Computational Methods in Engineering* 26 (2019), Nr. 3, S. 733–767
- [22] ACKERMANN, T. : *Tabellenbuch Bauphysik: Wärme, Feuchte, Schall.* Berlin : Beuth, 2017
- [23] ADOLF, J. ; BALZER, C. ; KOFOD, M. ; LENZ, B. ; LISCHKE, A. ; KNITSCHKY, G. ; WIRZ, F. ; WENDLAND, M.-L. : *Shell LNG-Studie, Verflüssigtes Erdgas – Neue Energie für Schiffe und LKW? Fakten, Trends und Perspektiven.* Hamburg : Shell Deutschland Oil GmbH, 2018
- [24] AGA: *LNG safety program, Phase II: consequences of LNG spills on land, interim report on Phase II work.* Columbus, Ohio : AGA, 1974
- [25] ANG, C. D.: Simulating longitudinal ventilation flows in long tunnels: Comparison of full CFD and multi-scale modelling approaches in FDS6. In: *Tunnelling and Underground Space Technology* 52 (2016), S. 119–126

- [26] ANSYS: *ANSYS Fluent Theory Guide*. Bd. 19.1. Ansys Inc. USA, 2018
- [27] ANSYS: *ANSYS Fluent User's Guide*. Bd. 19.1. Ansys Inc. USA, 2018
- [28] ARRHENIUS, S. : *Über die Reaktionsgeschwindigkeit bei der Inversion von Rohrzucker durch Säuren*. Leipzig : Wilhelm Engelmann, 1889
- [29] ASSOCIATION, E. I. G.: Kampagne gegen den Erstickungstod. In: *Safety Newsletter* Extraausgabe SAG NL 77/03/D (2003)
- [30] BAKER, W. E. ; COX, P. A. ; KULESZ, J. J. ; STREHLOW, R. A. ; WESTINE, P. S.: *Explosion hazards and evaluation*. Amsterdam a.o : Elsevier, 1983. – ISBN 0444420940 9780444420947
- [31] BANGASH, T. : *Explosion-Resistant Buildings*. Berlin : Springer, 2006
- [32] BATT, R. ; GANT, S. : CFD modelling of dispersion in neutrally and stably-stratified atmospheric boundary layers: results for Prairie Grass and Thorney Island. In: *Int. J. Environment and Pollution* 63 (2018)
- [33] BAUA: *Gefährdungsfaktoren: Ein Ratgeber*. Dortmund : Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin (BAuA), 2019
- [34] BLANCHAT, T. ; HELMICK, P. ; JENSEN, R. ; LUKETA, A. ; DEOLA, R. ; SUO-ANTTILA, J. ; MERCIER, J. ; MILLER, T. ; RICKS, A. ; SIMPSON, R. ; DEMOSTHENOUS, B. ; TIESZEN, S. ; HIGHTOWER, M. : *The Phoenix Series Large Scale LNG Pool Fire Experiments (SAND2010-8676)*. Albuquerque, New Mexico : Sandia National Laboratories, 2011
- [35] BLOSFELD, J. : *Brandkurven für den baulichen Brandschutz von Straßentunneln, Bericht B67*. Bergisch Gladbach : BAST, 2009
- [36] BÜNGER, U. ; LANDINGER, H. ; WEINDORF, W. ; WURSTER, R. ; ZERHUSEN, J. ; ZITTEL, W. : Vergleich von CNG und LNG zum Einsatz in LKW im Fernverkehr, Eine Expertise für die Open Grid Europe GmbH / Ludwig Bölkow Systemtechnik. Version: 2016. http://www.lbst.de/ressources/studies_d.html(Abgerufen22.02.2019). – Report
- [37] BOWEN, I. G. ; FLETCHER, E. R. ; RICHMOND, D. R.: *Estimate of man's tolerance to the direct effects of air blast : report period October 1968*. Washington, D.C : Defense Atomic Support Agency, 1968
- [38] BOYLE, G. ; KNEEBONE, A. : Laboratory investigations into the characteristics of LNG spills on water - Evaporation, spreading and vapor dispersion / Shell Research Ltd. 1973. – Report
- [39] BRISCOE, F. ; SHAW, P. : Spread and Evaporation of Liquid. In: *Progress in Energy and Combustion Science* 6 (1980), Nr. 2, S. 127–140

- [40] BROWN, T. C. ; CERDERWALL, R. T. ; CHAN, S. T. ; ERMAK, D. L. ; KOOPMAN, R. P. ; LAMSON, K. ; McCLURE, J. W. ; MORRIS, L. K.: Falcon Series Data Report - 1987 LNG Vapor Barrier Verification Field Trials / Lawrence Livermore Laboratory. 1990. – Report
- [41] BURGESS, D. S. ; BIORDI, J. ; MURPHY, J. : Hazards of Spillage of LNG into Water / U. S. Bureau of Mines. 1972. – Report
- [42] BURGESS, D. S. ; MURPHY, J. N. ; ZABETAKIS, M. G.: Hazards of LNG Spillage in Marine Transportation, Final Report, Nr. S-4105 / U. S. Bureau of Mines. 1970. – Report
- [43] BURGGRAF, H. G. ; VERVUURT, A. H. J. M. ; WEERHEIJM, J. : Full system response Thomassen tunnel under impact load using LS-DYNA / TNO. 2009. – Report
- [44] BURTON, A. C. ; EDHOLM, O. G.: *Man in a Cold Environment – Physiological and Pathological Effects of Exposure to Low Temperatures*. New York : Hafner Publishing Company, 1969
- [45] BUSCHMANN, C. H.: Experiments on the dispersion of heavy gases and the abatement of chlorine clouds. In: *Symposium Transport of Hazardous Cargoes by Sea*, 1975
- [46] BUSINI, V. ; LINO, M. ; ROTA, R. : Influence of Large Obstacles and Mitigation Barriers on Heavy Gas Cloud Dispersion: a Liquefied Natural Gas Case-Study. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research* 51 (2012), Nr. 22, S. 7643–7650
- [47] BUSINI, V. ; ROTA, R. : Influence of the shape of mitigation barriers on heavy gas dispersion. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 29 (2014), S. 13–21
- [48] CARLSLAW, H. S. ; JAEGER, J. C.: *Conduction of Heat in Solids*. Bd. 2. Auflage. London : Oxford University Press, 1959
- [49] CENTENO, F. R. ; SILVA, C. V. ; FRANCA, F. H. R.: The influence of gas radiation on the thermal behavior of a 2D axisymmetric turbulent non-premixed methane-air flame. In: *Energy Conversion and Management* 79 (2014), S. 405–414
- [50] CHAO, C. Y. H. ; HUI, K. S. ; KONG, W. ; CHENG, P. ; WANG, J. H.: Analytical and experimental study of premixed methane-air flame propagation narrow channels. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (2007), Nr. 7-8, S. 1302–1313
- [51] CHART INDUSTRIES: *HLNG Vehicle Tanks*. 2015
- [52] CHEN, P. ; LI, Y. C. ; HUANG, F. J. ; GUO, S. L. ; LIU, X. Y.: Experimental and LES investigation of premixed methane/air flame propagating in a chamber for three obstacle BR configurations. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 41 (2016), S. 48–54

- [53] CHEN, P. ; SUN, Y. D. ; LI, Y. C. ; LUO, G. : Experimental and LES investigation of premixed methane/air flame propagating in an obstructed chamber with two slits. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 49 (2017), S. 711–721
- [54] CICCARELLI, G. ; DOROFEEV, S. : Flame acceleration and transition to detonation in ducts. In: *Progress in Energy and Combustion Science* 34 (2008), Nr. 4, S. 499–550
- [55] COLELLA, F. : *Multiscale Modelling of Tunnel Ventilation Flows and Fires*, Dissertation, 2010
- [56] COLELLA, F. ; REIN, G. ; VERDA, V. ; BORCHIellini, R. : Multiscale modeling of transient flows from fire and ventilation in long tunnels. In: *Computers & Fluids* 51 (2011), Nr. 1, S. 16–29
- [57] CORMIER, B. R.: *Application of computational fluid dynamics for LNG vapor dispersion modeling: A study of key parameters*, Dissertation, 2008
- [58] CORMIER, B. R. ; QI, R. F. ; YUN, G. W. ; ZHANG, Y. C. ; MANNAN, M. S.: Application of computational fluid dynamics for LNG vapor dispersion modeling: A study of key parameters. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 22 (2009), Nr. 3, S. 332–352
- [59] CREMER, H. : Zur Reaktionskinetik der Methan-Oxidation. In: *Chemie-Ing.-Techn.* 44 (1972), S. 8
- [60] DAVIES, J. K. W.: The Cec Major Technological Project Ba - Research on Continuous and Instantaneous Heavy Gas Clouds. In: *Journal of Hazardous Materials* 31 (1992), Nr. 2, S. 177–186
- [61] DIJKHOF, P. : LNG task force - LNG: A safe fuel for trucks / Economic Commission for Europe. 2013. – Report
- [62] DONG, L. X. ; ZUO, H. C. ; HU, L. ; YANG, B. ; LI, L. C. ; WU, L. Y.: Simulation of heavy gas dispersion in a large indoor space using CFD model. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 46 (2017), S. 1–12
- [63] DOROFEEV, S. B. ; SIDOROV, V. P. ; KUZNETSOV, M. S. ; MATSUKOV, I. D. ; ALEKSEEV, V. I.: Effect of scale on the onset of detonations. In: *Shock Waves* 10 (2000), Nr. 2, S. 137–149
- [64] DRAKE, E. M. ; REID, R. C.: How Lng Boils on Soils. In: *Hydrocarbon Processing* 54 (1975), Nr. 5, S. 191–194
- [65] ECKHOFF, R. K.: *Explosion Hazards in the process industries*. Bd. 2. Cambridge : Gulf Publishing Company, 2016
- [66] ENANDER, A. : Performance and Sensory Aspects of Work in Cold Environments - a Review. In: *Ergonomics* 27 (1984), Nr. 4, S. 365–378

- [67] ERMAK, D. L. ; CHAN, S. T. ; MORGAN, D. L. ; MORRIS, L. K.: A Comparison of Dense Gas Dispersion Model Simulations with Burro Series Lng Spill Test-Results. In: *Journal of Hazardous Materials* 6 (1982), Nr. 1-2, S. 129–160
- [68] FELDBAUER, G. F. ; HEIGL, J. J. ; MCQUEEN, W. ; WHIPP, R. H. ; MAY, W. G.: *Spills of LNG on water : vaporization & downwind drift of combustible mixtures, Report, Nr. EE61E-72*. American Petroleum Institute, 1972
- [69] FOKEN, T. : *Angewandte Meteorologie - Mikrometeorologische Methoden*. Bd. 3. Berlin : Springer, 2016
- [70] GANZ, C. : *Entwicklung einer anwendungsbezogenen Methodik der Risikobeurteilung am Beispiel ausgewählter Szenarien des Druckbehälterversagens von Erdgasfahrzeugen im Straßenverkehr*, Dissertation, 2012
- [71] GAVELLI, F. ; BULLISTER, E. ; KYTOMAA, H. : Application of CFD (Fluent) to LNG spills into geometrically complex environments. In: *Journal of Hazardous Materials* 159 (2008), Nr. 1, S. 158–168
- [72] GAVELLI, F. ; CHERNOVSKY, M. K. ; BULLISTER, E. ; KYTOMAA, H. K.: Quantification of source-level turbulence during LNG spills onto a water pond. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 22 (2009), Nr. 6, S. 809–819
- [73] GAVELLI, F. ; CHERNOVSKY, M. K. ; BULLISTER, E. ; KYTOMAA, H. K.: Modeling of LNG spills into trenches. In: *Journal of Hazardous Materials* 180 (2010), Nr. 1-3, S. 332–339
- [74] GAVELLI, F. ; DAVIS, S. G. ; HANSEN, O. R.: Evaluating the potential for overpressures from the ignition of an LNG vapor cloud during offloading. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 24 (2011), Nr. 6, S. 908–915
- [75] GESELLSCHAFT, V. : *VDI-Wärmeatlas*. Bd. 10. Berlin : Springer, 2006
- [76] GIANNISSI, S. G. ; VENETSANOS, A. G.: A comparative CFD assessment study of cryogenic hydrogen and LNG dispersion. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 44 (2019), Nr. 17, S. 9018–9030
- [77] GIANNISSI, S. G. ; VENETSANOS, A. G. ; MARKATOS, N. ; BARTZIS, J. G.: Numerical simulation of LNG dispersion under two-phase release conditions. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 26 (2013), Nr. 1, S. 245–254
- [78] GIESEN, B. J. M. d. ; PENDERS, S. H. A. ; LOOMANS, M. G. L. C. ; RUTTEN, P. G. S. ; HENSEN, J. L. M.: Modelling and simulation of a jet fan for controlled air flow in large enclosures. In: *Environmental Modelling & Software* 26 (2011), Nr. 2, S. 191–200
- [79] GIRMSCHIED, G. : *Bauprozesse und Bauverfahren des Tunnelbaus*. Bd. 3. Berlin : Ernst & Sohn Verlag, 2013

- [80] GLASSTONE, S. ; DOLAN, P. J.: *The effect of nuclear weapons, US Atomic Energy Commission*. Bd. 3. Washington D.C. : U.S. Government Printing Office, 1977
- [81] GOLDWIRE, H. C. ; RODEAN, H. C. ; CEDERWALL, R. T. ; KANSA, E. J. ; KOOPMAN, R. P. ; McCLURE, J. W. ; McRAE, T. G. ; MORRIS, L. K. ; KAMPPINEN, L. ; KIEFER, R. D. ; URTIEW, P. A. ; LIND, C. D.: *Coyote Series Data Report – LLNL/NWC 1981 LNG Spill Tests Dispersion, Vapor Burn, and Rapid-Phase-Transition*. Lawrence Livermore Laboratory, 1983
- [82] HANNA, S. R.: Uncertainties in Air-Quality Model Predictions. In: *Boundary-Layer Meteorology* 62 (1993), Nr. 1-4, S. 3–20
- [83] HANSEN, O. R. ; GAVELLI, F. ; ICHARD, M. ; DAVIS, S. G.: Validation of FLACS against experimental data sets from the model evaluation database for LNG vapor dispersion. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 23 (2010), Nr. 6, S. 857–877
- [84] HARRISON, A. J. ; EYRE, J. A.: The Effect of Obstacle Arrays on the Combustion of Large Premixed Gas Air Clouds. In: *Combustion Science and Technology* 52 (1987), Nr. 1-3, S. 121–137
- [85] HAVENS, J. ; SPICER, T. : Vapor Dispersion and Thermal Hazard Modeling / Chemical Hazards Research Center. 2006. – Report
- [86] HÄCKEL, H. : *Meteorologie*. Bd. 8. Stuttgart : UtB GmbH, 2016
- [87] HEINRICH, M. ; GERHOLD, E. ; WIETFELD, P. : Praxisgerechte Bestimmung der Zulentfernungen bei der Freisetzung schwerer Gase / Technischer Überwachungs-Verein Norddeutschland e.V. 1988. – Report
- [88] HJERTAGER, B. H.: Computer Modeling of Turbulent Gas-Explosions in Complex 2d and 3d Geometries. In: *Journal of Hazardous Materials* 34 (1993), Nr. 2, S. 173–197
- [89] HJERTAGER, B. H. ; BJORKHAUG, M. ; FUHRE, K. : Explosion Propagation of Non-Homogeneous Methane-Air Clouds inside an Obstructed 50 M3 Vented Vessel. In: *Journal of Hazardous Materials* 19 (1988), Nr. 2, S. 139–153
- [90] HONG, Y. D. ; LIN, B. Q. ; ZHU, C. J.: Premixed methane/air gas deflagration simulations in closed-end and open-end tubes. In: *International Journal of Spray and Combustion Dynamics* 8 (2016), Nr. 4, S. 271–284
- [91] HOSSER, D. : Leitfaden - Ingenieurmethoden des Brandschutzes / Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. 2013. – Report
- [92] HUMBERT-BASSET, R. ; MONTET, A. : Dispersion dans l'atmosphère d'un nuage gazeux formé par épandage de GNL sur le sol. In: *3. Int. Conf. on LNG*, 1972

- [93] IKEALUMBA, W. C. ; WU, H. W.: Modeling of Liquefied Natural Gas Release and Dispersion: Incorporating a Direct Computational Fluid Dynamics Simulation Method for LNG Spill and Pool Formation. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research* 55 (2016), Nr. 6, S. 1778–1787
- [94] ILBAS, M. : The effect of thermal radiation and radiation models on hydrogen-hydrocarbon combustion modelling. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 30 (2005), Nr. 10, S. 1113–1126
- [95] INGASON, H. ; LI, Y. Z. ; LÖNNERMARK, A. : *Tunnel Fire Dynamics*. New York : Springer, 2015
- [96] IVECO: *Der neue Stralis NP - Pure Power*. 2018
- [97] IVINGS, M. J. ; GANT, S. E. ; JAGGER, S. F. ; LEA, C. J. ; STEWART, J. R. ; WEBBER, D. M.: Final Report - Evaluating vapor dispersion models for safety analysis of LNG facilities / HSE. 2016. – Report
- [98] JANOVSKY, B. ; SELESOVSKY, P. ; HORKEL, J. ; VEJSA, L. : Vented confined explosions in Stramberk experimental mine and AutoReaGas simulation. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 19 (2006), Nr. 2-3, S. 280–287
- [99] JARRETT, D. E.: Derivation of the British Explosives Safety Distances. In: *Annals of the New York Academic of Science* 152 (1968), S. 18
- [100] JOHANSEN, C. ; CICCARELLI, G. : Modeling the initial flame acceleration in an obstructed channel using large eddy simulation. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 26 (2013), Nr. 4, S. 571–585
- [101] JOHANSEN, C. T. ; CICCARELLI, G. : Visualization of the unburned gas flow field ahead of an accelerating flame in an obstructed square channel. In: *Combustion and Flame* 156 (2009), Nr. 2, S. 405–416
- [102] JOHNSON, R. W.: Criteria for Thermal Regulation for Manned Spacecraft Cabins, NASA Technical Note D-3349 / NASA. 1966. – Report
- [103] JOOS, F. : *Technische Verbrennung*. Berlin : Springer, 2006
- [104] JU, Y. G. ; XU, B. : Theoretical and experimental studies on mesoscale flame propagation and extinction. In: *Proceedings of the Combustion Institute* 30 (2005), S. 2445–2453
- [105] KAISER, W. ; ROGAZEWSKI, P. ; SCHINDLER, M. ; ACKIKALIN, A. ; ALBRECHT, M. ; LAMBERT, M. ; STEINBACH, J. : Ermittlung und Berechnung von Störfallablaufszenerarien nach Maßgabe der 3 Störfallverwaltungsvorschrift / Umweltbundsamt. 2000. – Report

- [106] KIM, B. K. ; NG, D. ; MENTZER, R. A. ; MANNAN, M. S.: Key parametric analysis on designing an effective forced mitigation system for LNG spill emergency. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 26 (2013), Nr. 6, S. 1670–1678
- [107] KIM, M. ; NGUYEN, D. ; CHOI, B. : Experimental study of the evaporation of spreading liquid nitrogen. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 39 (2016), S. 68–73
- [108] KINNEY, G. F. ; GRAHAM, K. J.: *Explosive Shocks in Air*. Bd. 2. New York : Springer, 1985
- [109] KNAUST, C. : Analytische Lösungen von Rechenmodellen als Voraussetzung zur Überprüfung der Güte der Strahlungsmodelle. In: *Bauphysik* 27/3 (2005), S. 10
- [110] KNEEBONE, A. : Shipboard jettison tests of LNG onto the sea. In: *4. Int. Conf. on LNG*, 1974
- [111] KÖNIG, G. : Windkanalmodellierung der Ausbreitung störfallartig freigesetzter Gase schwerer als Luft. Dissertation / Geophysikalische Institute der Universität Hamburg. 1987. – Report
- [112] KOLYMBAS, D. : *Geotechnik- Tunnelbau und Tunnelmechanik*. Berlin : Springer, 1998
- [113] KONERSMANN, R. ; KÜHL, C. ; LUDWIG, J. : Zu den Risiken des Transports flüssiger und gasförmiger Energieträger in Pipelines, Forschungsbericht 285 / BAM. 2009. – Report
- [114] KOOPMAN, R. P. ; BAKER, J. ; CEDERWALL, R. T. ; GOLDWIRE, H. C. ; HOGAN, W. J. ; KAMPPINEN, L. M. ; KIEFER, R. D. ; MCCLURE, J. W. ; McRAE, T. G. ; MORGAN, D. L. ; MORRIS, L. K. ; SPANN, M. W. ; LIND, C. D. ; LIND, J. : Burro series data report-LLNL/NWC 1980 LNG spill tests / Lawrence Livermore Laboratory. 1982. – Report
- [115] KOOPMAN, R. P. ; BOWMAN, B. R. ; ERMAK, D. R.: Data and calculations of dispersion on 5 m³ LNG spill tests / Lawrence Livermore Laboratory. 1979. – Report
- [116] KOOPMAN, R. P. ; ERMAK, D. L.: Lessons learned from LNG safety research. In: *Journal of Hazardous Materials* 140 (2007), Nr. 3, S. 412–428
- [117] KRAVTSOV, A. N. ; ZDEBSKI, J. ; SVOBODA, P. ; POSPICHAL, V. : Numerical Analysis of Explosion to Deflagration Process due to Methane Gas Explosion in Underground Structures. In: *International Conference on Military Technologies (Icmt 2015)* (2015), S. 261–269
- [118] KREITH, F. ; BOEHM, R.-F. : *Heat and Mass Transfer - Mechanical Engineering Handbook*. Boca Raton : CRC Press LLC, 1999
- [119] KROL, A. ; KROL, M. : Study on numerical modeling of jet fans. In: *Tunnelling and Underground Space Technology* 73 (2018), S. 222–235

- [120] KUHLMANN, H. : *Strömungsmechanik - Eine kompakte Einführung für Physiker und Ingenieure*. Bd. 2. Hallbergmoos : Pearson, 2014
- [121] KURMANN, F. : In Zukunft durch den Tunnel. In: *VDI Nachrichten* 30/31 (2017)
- [122] KUSTERLE, W. ; LINDBAUER, W. ; HAMPEJS, G. ; HEEL, A. ; DONAUER, P.-F. ; ZEIML, M. ; BRUNNSTEINER, W. ; DIETZE, R. ; HERMANN, W. ; VIECHTBAUER, H. ; SCHREINER, M. ; VIERTHALER, R. ; STADLOBER, H. ; WINTER, H. ; LEMMERER, J. ; KAMMERINGER, E. : Brandbeständigkeit von Faser-, Stahl- und Spannbeton, Straßenforschung Heft 544 / Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie. 2004. – Report
- [123] LAUNDER, B. E. ; REECE, G. J. ; W., R. : Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure. In: *J. Fluid Mech* 68/3 (1975), S. 29
- [124] LAW, C. K. ; MAKINO, A. ; LU, T. F.: On the off-stoichiometric peaking of adiabatic flame temperature. In: *Combustion and Flame* 145 (2006), Nr. 4, S. 808–819
- [125] LEE, J. H. S.: Dynamic Parameters of Gaseous Detonations. In: *Annual Review of Fluid Mechanics* 16 (1984), S. 311–336
- [126] LEE, J. H. S.: *Physics of Explosions*. McGill University Montreal, 1984 , Vorlesungsmanuskript
- [127] LEE, J. H. S. ; MOEN, I. O.: The Mechanism of Transition from Deflagration to Detonation in Vapor Cloud Explosions. In: *Progress in Energy and Combustion Science* 6 (1980), Nr. 4, S. 359–389
- [128] LEWIS, T. : Observations on some normal and injurious effects of cold upon the skin and underlying tissues. In: *British Medical Journal* 1941 (1941), S. 795–797
- [129] LIENHARD IV, J. H. ; LIENHARD V, J. H.: *A Heat Transfer Textbook*. Bd. 3. Cambridge : J. H. Lienhard, 2000
- [130] LUKETA-HANLIN, A. : A review of large-scale LNG spills: Experiments and modeling. In: *Journal of Hazardous Materials* 132 (2006), Nr. 2-3, S. 119–140
- [131] LUKETA-HANLIN, A. ; KOOPMAN, R. P. ; ERMAK, D. L.: On the application of computational fluid dynamics codes for liquefied natural gas dispersion. In: *Journal of Hazardous Materials* 140 (2007), Nr. 3, S. 504–517
- [132] MA, Q. J. ; ZHANG, Q. ; LI, D. ; CHEN, J. C. ; REN, S. Y. ; SHEN, S. L.: Effects of pre-mixed methane concentration on distribution of flame region and hazard effects in a tube and a tunnel gas explosion. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 34 (2015), S. 30–38
- [133] MA, Q. J. ; ZHANG, Q. ; PANG, L. : Influence of the tunnel wall surface condition on the methane-air explosion. In: *Combustion Explosion and Shock Waves* 50 (2014), Nr. 2, S. 208–213

- [134] MANNAN, S. : *Lee's Loss Prevention in the Process Industries*. Bd. 4. Amsterdam : Elsevier, 2012
- [135] MARKIEWICZ, M. T.: A Review of Mathematical Models for the Atmospheric Dispersion of Heavy Gases. Part I: A Classification of Models. In: *Ecological Chemistry and Engineering S-Chemia I Inżynieria Ekologiczna S 19* (2012), Nr. 3, S. 297–314
- [136] MARKIEWICZ, M. T.: A Review of Models for the Atmospheric Dispersion of Heavy Gases. Part II: Model Quality Evaluation. In: *Ecological Chemistry and Engineering S-Chemia I Inżynieria Ekologiczna S 20* (2013), Nr. 4, S. 763–782
- [137] MAROTZKE, K. : *Physikalische Modellierung der Ausbreitung störfallartig freigesetzter Gase zur Abschätzung von Gefahrenbereichen im bebauten Gelände*, Dissertation, 1993
- [138] MARSEGAN, C. ; BUSINI, V. ; ROTA, R. : Influence of active mitigation barriers on LNG dispersion. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 44 (2016), S. 380–389
- [139] MARTINEZ, I. : *Combustion Kinetics*. Universidad Politécnica Madrid, 2018 , Vorlesungsmanuskript
- [140] McQUAID, J. ; ROEBUCK, B. : Large scale field trials on dense vapour dispersion, Final report to Sponsors on the heavy gas dispersion trials at Thorney Island / HSE. 1985. – Report
- [141] MEIJERS, P. : Soil response during an explosion in a tunnel (DC project Bijzondere Belastingen) / Deltares. 2009. – Report
- [142] MENTER, F. R.: 2-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. In: *Aiaa Journal* 32 (1994), Nr. 8, S. 1598–1605
- [143] MESSERSCHMID, E. : *Raumfahrtsysteme, Eine Einführung mit Übungen und Lösungen*. Bd. 4. Heidelberg : Springer, 2011
- [144] MIZNER, G. A. ; EYRE, J. A.: Large-Scale LNG and LPG Pool Fires. In: *European Federation of Chemical Engineering Publication Series* 25 (1982), S. 16
- [145] MIZNER, G. A. ; EYRE, J. A.: Radiation from Liquefied Gas Fires on Water. In: *Combustion Science and Technology* 35 (1983), Nr. 1-4, S. 33–57
- [146] MOEN, I. O. ; LEE, J. H. S. ; HJERTAGER, B. H. ; FUHRE, K. ; ECKHOFF, R. K.: Pressure Development Due to Turbulent Flame Propagation in Large-Scale Methane-Air Explosions. In: *Combustion and Flame* 47 (1982), Nr. 1, S. 31–52
- [147] MOKHATAB, S. ; MAK, J. Y. ; VALAPPIL, J. V. ; WOOD, D. A.: *Handbook of Liquefied Natural Gas*. Oxford : Elsevier, 2014

- [148] MONTEITH, J. ; UNSWORTH, M. : *Principles of Environmental Physics*. Bd. 3. Edinburgh : Academic Press, 2007
- [149] MOORHOUSE, J. ; CARPENTER, R. J.: Factors Effecting vapor Evolution Rates From Liquefied Gas Spills. In: *North Western Branch Papers 1* (1986), S. 18
- [150] MORGEN, J. ; HURLEY, P. E. ; GOTTUK, D. ; HALL, J. R. ; HARADA, K. ; KULIGOWSKI, E. ; PUCHOWSKY, M. ; TORERO, J. ; WATTS, J. M. ; WIECZOREK, C. : *SFPE, Handbook of Fire Protection Engineering*. Bd. 5. New York : Springer, 2016
- [151] NAU, R. A. ; KING, C. D. ; MAHMOUD, M. M.: Life Support and Environmental Protection Studies / General Dynamics San Diego Ca Convair Division. 1960. – Report
- [152] NEDELKA, D. ; MOORHOUSE, J. ; TUCKER, R. F.: *The Montoir 35 m Diameter LNG Pool Fire Experiments*. West Midlands : Midlands Research Station, 1989
- [153] NGUYEN, L. D. ; KIM, M. ; CHOI, B. : An experimental investigation of the evaporation of cryogenic-liquid-pool spreading on concrete ground. In: *Applied Thermal Engineering* 123 (2017), S. 196–204
- [154] NIST: *NIST Chemistry WebBook; NIST Standard Reference Database Number 69*. Version: 2018. DOI:<https://doi.org/10.18434/T4D303> , DOI: <https://doi.org/10.18434/T4D303>
- [155] ODGERS, J. ; WHITE, I. ; KRETSCHMER, D. : The Experimental Behavior of Premixed Flames in Tubes - the Effects of Diluent Gases. In: *Journal of Engineering for Power-Transactions of the Asme* 102 (1980), Nr. 2, S. 422–426
- [156] OPSCHOOR, G. : Investigations into the Evaporation of Liquefied Gases Spreading on Land. In: *Cryogenics* 21 (1981), Nr. 5, S. 281–286
- [157] PARKER, R. O. ; SPATA, J. K.: Downwind Travel of Vapors from Large Pools of Cryogenic Liquids. In: *1. International Conference on LNG*
- [158] PFISTER, S. : *Grundlagen für die Anwendung numerischer Strömungssimulation auf Brandszenarien in Industrieanlagen*, Dissertation, 2012
- [159] PICKNETT, R. G.: Dispersion of Dense Gas Puffs Released in the Atmosphere at Ground-Level. In: *Atmospheric Environment* 15 (1981), Nr. 4, S. 509–525
- [160] POINSOT, T. ; VEYNANTE, D. : *Theoretical and numerical combustion*. Bd. 2. Toulouse : R. T. Edwards, Inc., 2005
- [161] PONTIGGIA, M. ; DERUDI, M. ; BUSINI, V. ; ROTA, R. : Hazardous gas dispersion: A CFD model accounting for atmospheric stability classes. In: *Journal of Hazardous Materials* 171 (2009), Nr. 1-3, S. 739–747

- [162] PUTTOCK, J. S. ; BLACKMORE, D. R. ; COLENBRANDER, G. W.: Field Experiments on Dense Gas Dispersion. In: *Journal of Hazardous Materials* 6 (1982), Nr. 1-2, S. 13–41
- [163] QI, R. F. ; NG, D. ; CORMIER, B. R. ; MANNAN, M. S.: Numerical simulations of LNG vapor dispersion in Brayton Fire Training Field tests with ANSYS CFX. In: *Journal of Hazardous Materials* 183 (2010), Nr. 1-3, S. 51–61
- [164] RAJ, P. K.: LNG fires: A review of experimental results, models and hazard prediction challenges. In: *Journal of Hazardous Materials* 140 (2007), Nr. 3, S. 444–464
- [165] RAJ, P. K.: LNG pool fire spectral data and calculation of emissive power. In: *Journal of Hazardous Materials* 142 (2007), Nr. 3, S. 720–729
- [166] RAJ, P. K. ; MOUSSA, A. N. ; ARAVAMUDAN, K. : Experiments involving pool and vapor fires from spills of liquefied natural gas on water / Arthur D. Little. 1979. – Report
- [167] RANA, M. A.: *Forced Dispersion of Liquefied Natural Gas Vapor Clouds with Water Spray Curtain Application*, Dissertation, 2009
- [168] REID, R. C. ; WANG, R. : Boiling Rates of Lng on Typical Dike Floor Materials. In: *Cryogenics* 18 (1978), Nr. 7, S. 401–404
- [169] RICHARDS, P. J. ; HOXEY, R. P.: Appropriate Boundary-Conditions for Computational Wind Engineering Models Using the Kappa-Epsilon Turbulence Model. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 46-7 (1993), S. 145–153
- [170] RICHTLINIE 2004/54/EG DES EUROPÄISCHEN PARLAMENTS UND DES RATES: *Über Mindestanforderungen an die Sicherheit von Tunneln im transeuropäischen Straßennetz*. 29. April 2004
- [171] RIDDER, K. ; HOLZHÄUSER, J. : *ADR 2017*. Bd. 32. Landsberg am Lech : ecomed Sicherheit, 2017
- [172] RIGAS, F. ; SKLAVOUNOS, S. : Simulation of Coyote series trials - Part II: A computational approach to ignition and combustion of flammable vapor clouds. In: *Chemical Engineering Science* 61 (2006), Nr. 5, S. 1444–1452
- [173] RODEAN, H. C. ; HOGAN, W. J. ; URTIEW, P. A. ; GOLDWIRE, H. C. ; McRAE, T. G. ; MORGAN, D. L.: Vapor Burn Analysis for the Coyote Series LNG Spill Experiments / Lawrence Livermore National Laboratory. 1984. – Report
- [174] RUFF, M. ; ZUMSTEG, F. ; FANNELOP, T. K.: Water-Content and Energy-Balance for Gas Cloud Emanating from a Cryogenic Spill. In: *Journal of Hazardous Materials* 19 (1988), Nr. 1, S. 51–68
- [175] SCHATZMANN, M. ; KONIG, G. ; LOHMEYER, A. : Dispersion Modeling of Hazardous Material in the Wind Tunnel. In: *15th Int. Techn. Meet. on Air Poll. Mod. and its Appl.*, 1985

- [176] SCHMIDT, J. : Sizing of nozzles, venturis, orifices, control and safety valves for initially sub-cooled gas/liquid two-phase flow - The HNE-DS method. In: *Forschung Im Ingenieurwesen-Engineering Research* 71 (2007), Nr. 1, S. 47–58
- [177] SCHMIED, M. : Postfossile Energieversorgungsoptionen für einen treibhausgasneutralen Verkehr im Jahr 2050: Eine verkehrsträgerübergreifende Bewertung / Umweltbundesamt. 2015. – Report
- [178] SCHMÖLZER, G. : *Tunnellüftungsanlagen und deren Regelung - Messungen und Untersuchungen für eine erfolgreiche Inbetriebnahme*, Dissertation, 2016
- [179] SCHNATZ, G. ; HARTWIG, S. : *Schwere Gase, Modelle, Experimente und Risikoanalyse*. Berlin : Springer, 1986
- [180] SCHNEIDER, A. L.: Liquefied Natural Gas Safety Research Overview. In: *LNG Terminal & Safety Symposium*, 1978
- [181] SCHNEIDER, U. ; HORVATH, J. : *Brandschutzpraxis in Tunnelbauten*. Berlin : Bauwerk Verlag, 2006
- [182] SHIH, T. H. ; LIOU, W. W. ; SHABBIR, A. ; YANG, Z. G. ; ZHU, J. : A New Kappa-Epsilon Eddy Viscosity Model for High Reynolds-Number Turbulent Flows. In: *Computers & Fluids* 24 (1995), Nr. 3, S. 227–238
- [183] SIEGEL, R. : *Wärmeübertragung durch Strahlung, Teil 1, Grundlagen der Materialeigenschaften*. Berlin : Springer, 1988
- [184] SKLAVOUNOS, S. ; RIGAS, F. : Simulation of Coyote series trials - Part I: CFD estimation of non-isothermal LNG releases and comparison with box-model predictions. In: *Chemical Engineering Science* 61 (2006), Nr. 5, S. 1434–1443
- [185] STEEN, H. : *Handbuch des Explosionsschutzes*. Weinheim : Wiley-VCH, 2000
- [186] STEIDINGER, M. ; KRÜNING, B. : Mustersicherheitsanalyse nach §7 Störfallverordnung für eine Sprengstofffabrik, Teil 1, 2 und 3 / BAM. 1991. – Report
- [187] STEWART, J. R. ; COLDRIK, S. ; LEA, C. J. ; GANT, S. E. ; IVINGS, M. J.: Validation Database for Evaluating Vapor Dispersion Models for Safety Analysis of LNG Facilities, Guide to the LNG Model Validation Database Version 12 / HSE. 2016. – Report
- [188] STOKER, J. J.: *Water Waves, the Mathematical Theory with Applications*. New York : Interscience Publishers Inc., 1957
- [189] STRASSENVERKEHRSORDNUNG DER BUNDESREPUBLIK DEUTSCHLAND: vom 6. März 2013 (BGBl. I S. 367), die zuletzt durch Artikel 4a der Verordnung vom 6. Juni 2019 (BGBl. I S. 756) geändert worden ist. Bundesamt für Justiz,

- [190] STULL, R. B.: *An Introduction to Boundary Layer Meteorology*. Dordrecht : Springer, 1988
- [191] SUN, B. ; UTIKAR, R. P. ; PAREEK, V. K. ; GUO, K. H.: Computational fluid dynamics analysis of liquefied natural gas dispersion for risk assessment strategies. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 26 (2013), Nr. 1, S. 117–128
- [192] SYED, Z. I. ; MENDIS, P. ; LAM, N. T. K. ; NGO, L. ; NGO, T. : Concrete damage assessment for blast load using pressure-impulse diagrams. In: *Earthquake Engineering in Australia*, 2006
- [193] TAKENO, T. ; SATO, K. : Excess Enthalpy Flame Theory. In: *Combustion Science and Technology* 20 (1979), Nr. 1-2, S. 73–84
- [194] TARADA, F. : Innovation in Jetfan Design. In: *Seventh International Symposium on Tunnel Safety and Security*, 2016, S. 539–550
- [195] TAUSEEF, S. M. ; RASHTCHIAN, D. ; ABBASI, S. A.: CFD-based simulation of dense gas dispersion in presence of obstacles. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 24 (2011), Nr. 4, S. 371–376
- [196] THIENEL, K. C.: *Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung - Versuche und Modellbildung*, Dissertation, 1993
- [197] TNO: *Methods for the determination of possible damage (Green Book)*. Voorburg : TNO, 1992
- [198] TNO: *Methods for the calculation of physical effects (Yellow Book)*. Den Haag : TNO, 1996
- [199] TOUMA, J. S.: Dependence of Wind Profile Power Law on Stability for Various Locations. In: *Journal of the Air Pollution Control Association* 27 (1977), Nr. 9, S. 863–866
- [200] VAN BASSHUYSEN, R. : Erdgas und erneuerbares Methan für den Fahrzeugantrieb : Wege zur klimaneutralen Mobilität. (2015)
- [201] VERVUUR, A. H. J. M. ; GALANTI, F. M. B. ; WUBS, A. J. ; BERG, A. C. d.: Effect of Explosions in Tunnels, Preliminary Assessment of the Structural Response / TNO. 2007. – Report
- [202] WARNATZ, J. ; MAAS, U. ; DIBBLE, R. W.: *Combustion, Physical and Chemical Fundamentals, Modeling and Simulation, Experiments, Pollutant Formation*. Berlin : Springer, 2006
- [203] WEBBER, D. M.: A model for pool spreading and vaporization and its implementation in the computer code GASP / Safety and Reliability Directorate. 1990. – Report

- [204] WEBBER, D. M.: Source Terms. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 4 (1991), Nr. 1, S. 5–15
- [205] WEBBER, D. M. ; GANT, S. E. ; IVINGS, M. J. ; JAGGER, S. F.: LNG source term models for hazard analysis, A review of the state-of-the-art and an approach to model assessment / HSE. 2010. – Report
- [206] WEERHEIJM, J. ; VERREAULT, J. ; VOORT, M. M. d.: Quantitative risk analysis of gas explosions in tunnels. In: *Fire Safety Journal* 97 (2018), S. 146–158
- [207] WESTBROOK, C. K. ; DRYER, F. L.: Simplified Reaction-Mechanisms for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames. In: *Combustion Science and Technology* 27 (1981), Nr. 1-2, S. 31–43
- [208] WILCOX, D. C.: *Turbulence Modeling for CFD*. La Canada, California : DCW Industries, 1998
- [209] WOODWARD, J. L. ; PITBLADO, R. M.: *LNG Risk Based Safety, Modeling and Consequence Analysis*. Hoboken, New Jersey : John Wiley & Sons, 2010
- [210] XU, J. D. ; XU, S. L. ; YANG, G. Y.: Experimental study on mine gas explosion diffusion. In: *Coal Sci. Tech.* 32 (2004), S. 3
- [211] YILMAZ, H. ; CAM, O. ; TANGOZ, S. ; YILMAZ, I. : Effect of different turbulence models on combustion and emission characteristics of hydrogen/air flames. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 42 (2017), Nr. 40, S. 25744–25755
- [212] YIN, C. E. ; JOHANSEN, L. C. R. ; ROSENDAHL, L. A. ; KAER, S. K.: New Weighted Sum of Gray Gases Model Applicable to Computational Fluid Dynamics (CFD) Modeling of Oxy-Fuel Combustion: Derivation, Validation, and Implementation. In: *Energy & Fuels* 24 (2010), Nr. 12, S. 6275–6282
- [213] ZABETAKIS, M. G.: Flammability Characteristics of Combustible Gases and Vapors / Bureau of Mines. 1965. – Report
- [214] ZHANG, X. B. ; LI, J. F. ; ZHU, J. K. ; QIU, L. M.: Computational fluid dynamics study on liquefied natural gas dispersion with phase change of water. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 91 (2015), S. 347–354
- [215] ZIPF, R. K. ; GAMEZO, V. N. ; SAPKO, M. J. ; MARCHEWKA, W. P. ; MOHAMED, K. M. ; ORAN, E. S. ; KESSLER, D. A. ; WEISS, E. S. ; ADDIS, J. D. ; KARNACK, F. A. ; SELLERS, D. D.: Methane-air detonation experiments at NIOSH Lake Lynn Laboratory. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 26 (2013), Nr. 2, S. 295–301