

Untersuchungen zum Brandüberschlag in Straßentunneln

Berichte der
Bundesanstalt für Straßenwesen

Brücken- und Ingenieurbau Heft B 119

The logo consists of the word "bast" in a bold, lowercase, green sans-serif font. The letters are slightly shadowed, giving it a 3D appearance. The logo is positioned in the bottom right corner of the page.

Untersuchungen zum Brandüberschlag in Straßentunneln

von

Jörg Schmidt
Peter Simon
Tom Guder
Michael Juknat
Kerstin Hegemann
Frank Dehn

MFPA Leipzig GmbH

**Berichte der
Bundesanstalt für Straßenwesen**

Brücken- und Ingenieurbau Heft B 119

bast

Die Bundesanstalt für Straßenwesen veröffentlicht ihre Arbeits- und Forschungsergebnisse in der Schriftenreihe **Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen**. Die Reihe besteht aus folgenden Unterreihen:

- A - Allgemeines
- B - Brücken- und Ingenieurbau
- F - Fahrzeugtechnik
- M - Mensch und Sicherheit
- S - Straßenbau
- V - Verkehrstechnik

Es wird darauf hingewiesen, dass die unter dem Namen der Verfasser veröffentlichten Berichte nicht in jedem Fall die Ansicht des Herausgebers wiedergeben.

Nachdruck und photomechanische Wiedergabe, auch auszugsweise, nur mit Genehmigung der Bundesanstalt für Straßenwesen, Stabsstelle Presse und Öffentlichkeitsarbeit.

Die Hefte der Schriftenreihe **Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen** können direkt bei der Carl Schünemann Verlag GmbH, Zweite Schlachtpforte 7, D-28195 Bremen, Telefon: (04 21) 3 69 03 - 53, bezogen werden.

Über die Forschungsergebnisse und ihre Veröffentlichungen wird in der Regel in Kurzform im Informationsdienst **Forschung kompakt** berichtet. Dieser Dienst wird kostenlos angeboten; Interessenten wenden sich bitte an die Bundesanstalt für Straßenwesen, Stabsstelle Presse und Öffentlichkeitsarbeit.

Ab dem Jahrgang 2003 stehen die **Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen (BASt)** zum Teil als kostenfreier Download im elektronischen BASt-Archiv ELBA zur Verfügung.
<http://bast.opus.hbz-nrw.de>

Impressum

Bericht zum Forschungsprojekt FE 86.0096/2014:
Untersuchungen zum Brandüberschlag
in Straßentunneln

Fachbetreuung:
Ulrich Bergerhausen

Herausgeber
Bundesanstalt für Straßenwesen
Brüderstraße 53, D-51427 Bergisch Gladbach
Telefon: (0 22 04) 43 - 0
Telefax: (0 22 04) 43 - 674

Redaktion
Stabsstelle Presse und Öffentlichkeitsarbeit

Druck und Verlag
Fachverlag NW in der
Carl Schünemann Verlag GmbH
Zweite Schlachtpforte 7, D-28195 Bremen
Telefon: (04 21) 3 69 03 - 53
Telefax: (04 21) 3 69 03 - 48
www.schuenemann-verlag.de

ISSN 0943-9293
ISBN 978-3-95606-204-9

Bergisch Gladbach, Oktober 2015

Kurzfassung – Abstract

Untersuchungen zum Brandüberschlag in Straßentunnel

Im Rahmen des Forschungsprojektes wurden für verschiedene Tunnel mit Rechteck- und Gewölbequerschnitt mit dem Regelquerschnitt RG 31t (bzw. RQ 10,5) die orts- und zeitabhängigen Verteilungen der Gastemperatur, der Gasgeschwindigkeit und Gaszusammensetzung, der adiabaten Decken- und Wandtemperaturen sowie der zeitliche Verlauf der Wärmefreisetzungsrate und des Durchwärmungsverhaltens bestimmt.

Betrachtet wurden Tunnel mit konstanter Längsneigung von 3 % sowie ein Tunnel mit muldenförmigem Längsprofil (Richtungs- und Gegenverkehr). Bezüglich der Austrittsgeschwindigkeit wurden die Szenarien 20,6 kg/s und 300 kg/s unterschieden, zusätzlich im Fall A ein mit Holzpaletten beladener Lkw und im Fall B zusätzlich noch weitere Pkw und Lkw berücksichtigt.

In einem originalmaßstäblichen Großbrandversuch wurde zur Klärung offener, aus der Modellierung resultierender Fragen ein Unfall in einem Richtungsverkehrstunnel zwischen einem Lkw, der mit ca. 3,7 t Europoolpaletten beladen war, und einem Pkw nachgebildet. Insgesamt wurden 3 Mittelklasse-Pkw im Versuchstunnel positioniert. Die Brandlast betrug ca. 123 GJ.

Anhand durchgeführter Plattenbrandversuche wurde festgestellt, dass die Schichten aus spritzbarem Faserbeton des Systems RUB sowie die Fertigteilschutzschichten des Systems Hochtief ein relativ geringes bzw. kein Abplatzverhalten aufweisen und bei Brandbeanspruchung jeweils einen signifikanten thermischen Schutz der Stahlbetonkonstruktion gewährleisten können.

Es konnte gezeigt werden, dass Auswirkungen auf die Tragstruktur nicht größer sind als infolge eines Brands, dessen Temperatur-Zeit-Verlauf dem ZTV-ING-Verlauf entspricht. Es sei aber angemerkt, dass aus den Szenarien unter noch ungünstigeren Bedingungen (z. B. im Falle eingeschränkt funktionsfähiger Schlitzrinnen) Auswirkungen entstehen könnten, die nur durch den verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf abgedeckt wären.

Studies on fire spread in road tunnels

As part of the research project, various tunnels with rectangular or arched cross sections and the standard cross-section RG 31t (or RQ 10.5), the site- and time-dependent distributions of the gas temperature, the gas velocity and gas composition, the adiabatic wall and ceiling temperatures as well as the heat release rate and the propagation of the heat shall be determined.

Tunnels with a continuous longitudinal slope of 3% and a tunnel with a bowl-shaped longitudinal profile (unidirectional and bi-directional traffic) shall be examined. For the exhaust velocity, the scenarios can differ between 20.6 kg/s and 300 kg/s. Furthermore, a truck loaded with wooden pallets was taken into account for case A and further cars and trucks for case B.

In a full-scale large fire test an accident was simulated in a unidirectional tunnel between a truck loaded with approx. 3.7 t of Euro pallets and car to clarify unanswered questions from modelling. A total of 3 medium-sized cars were positioned in the test tunnel. The fire load was approx. 123 GJ.

On the basis of fire tests carried out with plates it was determined that the layer of sprayable fibre concrete from the RUB system and the prefabricated protective layers from the Hochtief system display a relatively or even no spalling and each can provide a significant thermal protection of the reinforced concrete structure in case of fire.

It could be shown that the impact on the supporting structure is not greater than in case of a fire having a temperature-time curve according to the ZTV-ING curve. However, it should be noted that scenarios under even more unfavourable conditions (e.g. in the case of limited functional drainage channels) could have a negative effect that can only be covered by the extended ZTV-ING temperature-time curve.

Inhalt

Abkürzungen/Symbole	6	3.8.2 Menge der abfließenden und abbrennenden Flüssigkeit	30
1 Veranlassung	7	3.8.3 Branddauer	31
1.1 Einordnung	7	3.8.4 Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtenergie	33
1.2 Aufgabenstellung	8	3.8.5 Adiabate Bauteiltemperaturen	35
1.2.1 Teil 1 – Simulation	8	3.8.6 Temperatur-Zeit-Verläufe	36
1.2.2 Teil 2 – Originalmaßstäblicher Brandversuch	9	3.8.7 Durchwärmungsverhalten	38
1.2.3 Teil 3 – Platten-Brandversuch	9	3.8.8 Bewertung des Abplatzverhaltens ...	40
1.3 Aufbau der Forschungsarbeit	10	3.8.9 Wärmestrahlung	41
2 Originalmaßstäblicher Großbrandversuch	10	3.8.10 Gastemperaturen	41
2.1 Versuchsaufbau	10	3.8.11 Gasgeschwindigkeiten	41
2.2 Versuchsdurchführung	12	3.8.12 Sauerstoffkonzentration	41
2.3 Versuchsauswertung	14	3.8.13 Kohlenstoffdioxidkonzentration	42
2.3.1 Sichtbare Auswirkungen des Brandes	14	3.8.14 Kohlenstoffmonoxidkonzentration ...	42
2.3.2 Gas- und Bauteiltemperaturen	14	3.8.15 Optische Dichte/Sichtweiten	42
2.3.3 Sauerstoff-, Kohlenstoffdioxid- und Kohlenstoffmonoxidanteile	17	4 Plattenbrandversuche	43
2.3.4 Gasgeschwindigkeiten, Volumen- und Massenströme	18	4.1 Einführung	43
2.3.5 Brandüberschlag auf die Pkw.	19	4.2 Versuchsdurchführung	43
2.3.6 Wärmefreisetzungsrate	20	4.3 Auswertung Probekörper RUB	45
3 Numerische Simulationen	22	4.4 Auswertung Probekörper HT	48
3.1 Einführung	22	5 Diskussion	54
3.2 Bestimmung der Lachengeometrie ...	23	6 Zusammenfassung und Ausblick	57
3.3 Annahmen für den mit Holzpaletten beladenen Lkw	25	7 Literatur	59
3.4 Annahmen für weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge	26	Anlagen	
3.5 Einflüsse aus der Tunnelnutzung	28	Die Anlagen zum Bericht sind im elektronischen BAST-Archiv ELBA unter:	
3.6 CFD-Modellbildung	28	http://bast.opus.hbz-nrw.de abrufbar.	
3.7 FEM-Modellbildung	29		
3.8 Berechnungsergebnisse	29		
3.8.1 Lachengeometrie	29		

Abkürzungen/Symbole

CO	Kohlenstoffmonoxid
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FDS	Fire Dynamics Simulator
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVM	Finite-Volumen-Methode
H ₂ O	Summenformel für Wasser
HGV	Heavy Goods Vehicle – Lastkraftwagen
HRR	Heat Release Rate/Wärmefreisetzungsrate
NIST	National Institute of Standards and Technology
O ₂	Sauerstoff
PP	Polypropylen
TZK	Temperatur-Zeit-Kurve
ppm	Parts per million
vfdb	Verband zur Förderung des Deutschen Brandschutzes

Lateinische Buchstaben

<i>A</i>	
<i>B</i>	Breite in m
<i>a</i>	Temperaturleitkoeffizient in m ² /s
<i>c_i</i>	Konzentration des i-ten Gasanteils in Vol.-%
<i>c_p</i>	Spezifische Wärmekapazität der Brandgase in kJ/(kg K)
<i>D</i>	Durchmesser in m
<i>E</i>	Energie in J
<i>g</i>	Gravitationskonstante $g = 9,81 \text{ m/s}^2$
<i>H</i>	Höhe in m
ΔH_u	Unterer Heizwert in MJ/kg
<i>K</i>	Hilfskoeffizient in m ⁴ /(kJ s ²)
\dot{m}	Massenstrom in kg/s
<i>N</i>	Anzahl
<i>r</i>	Radius/radialer Abstand zum Brandherd in m

\dot{Q}	Wärmefreisetzungsrate in W
\dot{q}	Wärmestromdichte in W/m ²
<i>T</i>	Temperatur in K
<i>t</i>	Zeit in s
ΔT^*	Dimensionslose Rauchgastemperatur
\dot{V}	Volumenstrom in m ³ /s
<i>v</i>	Geschwindigkeit in m/s
<i>x</i>	Laufvariable für horizontale Strecken in m
<i>y</i>	Hilfsparameter nach DIN EN 1991-1-2
\dot{y}	Abbrandrate brennbarer Flüssigkeiten in mm/min
<i>z</i>	Laufvariable für die Höhe in m

Griechische Buchstaben

α	Wärmeübergangskoeffizient in W/(m ² · K)
ε	Emissionsgrad
ϑ	Temperatur in °C
λ	Wärmeleitfähigkeit in W/(m·K)
ρ	Dichte in kg/m ³
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$
τ	Zeitpunkt des Beginns der Brandausbreitung in s
φ	Einstrahlzahl
χ	Verbrennungseffektivität

Subskripte

soot Ruß

1 Veranlassung

1.1 Einordnung

Brandereignisse stellen eine der größten Gefahren für Personen in Tunneln dar, da durch die schnelle Verrauchung in Kombination mit den im Vergleich zum offenen Gelände eingeschränkten Fluchtmöglichkeiten eine besondere Gefährdung der Tunnelnutzer vorliegt. Die in den vergangenen Jahren aufgetretenen Tunnelunfälle (z. B. [1, 2]) haben deutlich gezeigt, dass Tunnel einer erheblichen Brandbelastung und damit die Nutzer einer bedrohlichen Gefahr ausgesetzt sein können. Ein umfassender Überblick mit über 100 Tunnelbränden seit den 1960er Jahren und weiteren Tunnelbränden davor ist [16] zu entnehmen.

Ursache für einen Brand in einem Straßentunnel kann bspw. ein brennender Reifen oder ein Verkehrsunfall sein. Kommt der Verkehr zum Erliegen, besteht die Gefahr, dass das Feuer durch die dabei freigesetzte Wärmemenge bzw. durch die Wärmestrahlung zum einen die Tunnelbauteile und zum anderen die umstehenden Fahrzeuge thermisch so stark belastet, dass auch die im Tunnel befindlichen Fahrzeuge zu brennen beginnen.

Der Fokus des vorliegenden Forschungsberichts liegt dabei schwerpunktmäßig auf den Auswirkungen von Bränden auf das Verhalten der Tunneltragstruktur im Brandfall und auf den Auswirkungen für die Instandsetzung nach dem Brandereignis. Die für Nutzerbelange und Rettungsszenarien wichtigen Informationen zur Rauchgaszusammensetzung und zu Sichtweiten etc. sind ausgewiesen, werden aber nicht bewertet.

Tunnelbrände unterscheiden sich signifikant von Bränden des allgemeinen Hochbaus hinsichtlich der Temperatureinwirkung auf die Tragstruktur. Sie sind charakterisiert durch einen sehr schnellen Temperaturanstieg und sehr hohe Temperaturen. Beide Charakteristiken bedeuten für das Bauwerk und den Konstruktionswerkstoff eine außergewöhnliche Belastungssituation. Bei üblichen Betonen (Normalbetone) können infolge des Brands massive Abplatzungen auftreten, sodass die Standsicherheit gefährdet ist (z. B. [3, 4, 5, 6]). Da Tunnel bedeutende Infrastrukturbauwerke sind, ist die Beurteilung der Folgen von Brandereignissen nicht nur von ingenieurwissenschaftlicher, sondern auch von volkswirtschaftlicher Bedeutung. Daher hat das BMBF das Verbundvorhaben „Schutz kritischer Brücken und Tunnel“ (SKRIBT bzw. SKRIBTPlus)

gefördert, in dem u. a. Großbrandereignisse mit erheblichem Ausmaß untersucht werden. Ein solches Szenario ist z. B. ein mit Benzin beladener Tanklastzug, der im Tunnel in Brand gerät und dessen brennende Ladung austritt und sich im Tunnel entsprechend dessen Topologie ausbreitet.

Es ist also notwendig, diesen Ereignissen angemessen entgegenzutreten zu können. Dazu wurden im Rahmen des BAST-Forschungsvorhabens FE 86.0093/2012 „Simulation von Großbränden in Straßentunneln“ numerische Untersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in [20] publiziert worden. Dabei wurden verschiedene Szenarien für Flüssigkeitsbrände mit brennendem Benzin untersucht. Nicht weiter untersucht wurden die Möglichkeit des Brandüberschlags auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge und die daraus resultierende Brandausbreitung.

Die Beurteilung, ob derartige Szenarien mit Brandüberschlägen auf andere Fahrzeuge in Tunneln zu so hohen Temperaturen bzw. schnellen Temperaturanstiegen führen können, dass das gemäß ZTV-ING [17], Teil 5, Abschnitt 1, in der Tunnelbemesung zu berücksichtigende Temperatur-Zeit-Szenario so signifikant überschritten ist und dadurch ein Tragfähigkeitsproblem entstehen könnte, ist Gegenstand dieses Forschungsberichts zum BAST-Forschungsvorhaben FE 86.0096/2014 – „Untersuchungen zum Brandüberschlag in Straßentunneln“.

Da derartige Großbrandereignisse noch nicht allzu häufig in Tunneln aufgetreten sind, ist eine rein empirische Beurteilung nicht möglich. Daher muss – wie nachfolgend beschrieben – die Beurteilung auf Basis analytischer Modelle und numerischer Simulationen mit validierten Modellen erfolgen.

Die Validierung erfolgt an einem originalmößstäblichen Großbrandversuch, der auch zur Klärung offener Fragestellungen herangezogen werden kann.

Ziel des Vorhabens ist es auch, über die in den Forschungsvorhaben SKRIBTPlus und FE 86.0093/2012 durchgeführten Brandsimulationen hinaus verlässliche Aussagen zur Analyse der Brandentwicklung, der Brandausbreitungsgeschwindigkeit, der entstehenden Gastemperaturen und Gasgeschwindigkeiten, der adiabaten Bauteiloberflächentemperaturen, der für den Personenschutz wichtigen Kenngrößen Sichtweite und optische Dichte sowie das Abplatz- und Durchwärmungsverhalten für verschiedene Szenarien und damit relativ umfassend zu liefern.

Die Ergebnisse sollen eine verlässliche Beurteilung des Gefahren- und Schädigungspotenzials extremer Brandereignisse mit Brandüberschlag erlauben.

1.2 Aufgabenstellung

Das Forschungsvorhaben besteht aus drei wesentlichen Teilen.

1.2.1 Teil 1 – Simulation

Im Rahmen des Forschungsprojektes sollen ergänzend zu den in [20] dokumentierten Ergebnissen der Simulationsberechnungen und aufbauend auf den Erkenntnissen des BAST-Forschungsvorhabens FE 15.0506/2010/ERB „Brandversuche in Tunneln – Untersuchungen zum Austritt brennbarer Flüssigkeiten“ [8] für verschiedene Tunnel mit Rechteck- und Gewölbequerschnitt mit dem Regelquerschnitt RG 31t (bzw. RQ 10,5) die orts- und zeitabhängigen Verteilungen

- der Gastemperatur,
- der Gasgeschwindigkeit,
- des Sauerstoffgehalts,
- des CO₂-Gehalts,
- des CO-Gehalts,
- der optischen Dichte,
- der Sichtweite,
- der adiabaten Deckentemperaturen,
- der adiabaten Wandtemperaturen und
- der Wärmestrahlung im Deckenbereich

sowie der zeitliche Verlauf

- der Wärmefreisetzungsrate,
- der Flüssigkeitslachegeometrie,
- der Lachenausbreitungsgeschwindigkeit,
- des Durchwärmungsverhaltens

bestimmt werden.

Betrachtet werden sollen analog zu [20] Tunnel mit konstanter Längsneigung von 3 % sowie ein Tunnel mit muldenförmigem Längsprofil (jeweils 3 % Nei-

gung an den Tunnelportalen bei einer kreisförmigen Ausrundung auf einer Länge von 264 m in Tunnelmitte). Bezüglich der Austrittsgeschwindigkeit werden die Szenarien 20,6 kg/s und 300 kg/s unterschieden. Eine weitere Unterscheidung resultiert aus der Verkehrsführung (Richtungsverkehr bzw. Gegenverkehr).

Die Erweiterung der Modelle im Vergleich zu den in [20] dokumentierten bezieht sich v. a. auf die Berücksichtigung weiterer im Tunnel befindlicher Brandlast, welche im Fall A aus einem mit Holzpaletten beladenen Lkw (siehe Kapitel 3.3) und im Fall B zusätzlich noch durch weitere im Tunnel befindliche Pkw und Lkw (siehe Kapitel 3.4) besteht, da nicht zuletzt durch den in Kapitel 2 beschriebenen originalmaßstäblichen Tunnelbrandversuch bekannt ist, dass es zum Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge kommen kann.

Für die Analyse der Fälle A und B wurden alle sich aus der Alternierung der vier Parameter à 2 Möglichkeiten ergebenden 24 = 16 unterschiedliche Szenarien modelliert, berechnet, analysiert und bewertet. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in jeweils einer Anlage A bzw. Anlage B zu diesem Forschungsbericht ausgewiesen.

Folgende Szenarien mit einer Gesamtflüssigkeitsmenge von 28.000 l (28 m³) Benzin werden für jeden Fall A bzw. B untersucht:

- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: RechtNeigGV300),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: RechtNeigRV300),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: RechtNeigGV20,6),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: RechtNeigRV20,6),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: RechtMuldeGV300),

- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: RechtMuldeRV300),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: RechtMuldeGV20,6),
- Tunnel mit Rechteckquerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: RechtMuldeRV20,6),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: GewNeigGV300),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: GewNeigRV300),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: GewNeigGV20,6),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), konstante Längsneigung von 3 %, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: GewNeigRV20,6),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: GewMuldeGV300),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 300 kg/s (Bezeichnung: GewMuldeRV300),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Gegenverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: GewMuldeGV20,6),
- Tunnel mit Gewölbequerschnitt (RQ 31t bzw. RQ 10,5), muldenförmiges Straßenlängsprofil, Richtungsverkehr, freigesetzte Benzinmenge 20,6 kg/s (Bezeichnung: GewMuldeRV20,6).

Es sei angemerkt, dass bei Berücksichtigung der Ventilationsbedingungen bei den Tunneln mit

konstanter Längsneigung und 300 kg/s austretender Flüssigkeit und unter Beachtung der begrenzten Kapazität der Schlitzrinne in Abhängigkeit von der Fahrbahnoberfläche bzw. deren Rauigkeit und damit in Abhängigkeit der Lachenhöhe Flüssigkeitslachen entstehen könnten, die länger als 1.200 m sind. Im Sinne einer „Worst-Case“-Betrachtung werden die Randbedingungen so gewählt, dass die Lachenlänge geringer ist als die Tunnellänge.

1.2.2 Teil 2 – Originalmaßstäblicher Brandversuch

Bei großen Benzinaustrittsgeschwindigkeiten ist die Branddauer des initialen Lachenbrands sehr gering (5-8 Minuten). Es ist zu untersuchen, ob diese geringe Initialbranddauer aufgrund der sehr hohen Temperaturen ausreicht, weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge und insbesondere einen mit Holzpaletten beladenen Lkw zu entzünden. Es soll also die Zeitdauer bestimmt werden, nach welcher es zum Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge kommt.

Im Versuch wird ein Unfall in einem Richtungsverkehrstunnel zwischen einem Lkw, der mit ca. 3,7 t Europoolpaletten beladen ist, und einem Pkw nachgebildet. Jeweils unmittelbar hinter den unfallbeteiligten Fahrzeugen kommt ein weiterer Pkw im Abstand von 1,0 m zum Stehen. Aus dem Tank des Lkw laufen ca. 300 l Diesel brennend aus, welcher durch ca. 400 l Isopropanol modelliert wird. Es bildet sich unter dem Lkw eine 10 m² große brennende Lache.

Weiterhin dient der originalmaßstäbliche Großbrandversuch der Validierung der FE-Modelle und der Beurteilung der für die Simulation angenommenen Verläufe der Wärmefreisetzungsraten. Die Wärmefreisetzungsraten, welche im Versuch entstehen, werden durch unterschiedliche Modelle bestimmt und bewertet.

Auch soll der Versuch klären, ob schon sehr kleine brennende Flüssigkeitslachen (ca. 10 m²) mit geringer Branddauer, wie sie beispielsweise aus dem auslaufenden Diesel eines Lkw resultieren könnten, für einen Brandüberschlag auf die Ladung desselben Lkw bzw. auf weitere Fahrzeuge ausreichen.

1.2.3 Teil 3 – Platten-Brandversuch

Im Forschungsvorhabens SKRIBTPlus wurden bautechnische Schutzmaßnahmen entwickelt, die

hinsichtlich ihrer brandschutztechnischen Eigenschaften experimentell beurteilt werden sollen. Diese Beurteilung als Voraussetzung für den praktischen Einsatz bezieht sich v. a. auf das Abplatz- und Durchwärmungsverhalten. Das heißt, es soll experimentell im Rahmen von Brandprüfungen unter einem verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf untersucht werden, ob der Schutz der Tragstruktur durch die Schutzkonstruktion auch im Brandfall gewährleistet ist. Dazu werden nicht nur in der Schutzschicht, sondern auch in der Tragstruktur, simuliert durch entsprechende Stahlbetonquerschnitte, die Temperaturen gemessen und ausgewertet. Das Abplatzverhalten der Schutzschicht selbst wird ebenfalls ermittelt.

Auch dienen die Versuche zur Identifikation von Verbesserungspotenzialen in Bezug auf die Integrität des Verbundquerschnitts und die sonstigen Eigenschaften (Ebenheit, Maßgenauigkeit usw.).

1.3 Aufbau der Forschungsarbeit

Aus Gründen der besseren Lesbarkeit und der inhaltlichen Reihenfolge der Nutzung von Ergebnissen wird zunächst im Kapitel 2 der originalmaßstäbliche Großbrandversuch dokumentiert und ausgewertet, da die aus dem Versuch gewonnenen Erkenntnisse in die Modellbildung einfließen bzw. der Versuch die Einwirkung repräsentiert.

Im Kapitel 3 werden die verwendeten Modelle zur Bewertung des Brandüberschlags und dessen Folgen beschrieben, Randbedingungen der Berechnungen erläutert und diskutiert. Weiterhin werden in Kapitel 3 die Berechnungsergebnisse exemplarisch ausgewiesen, diskutiert und bewertet sowie Schlussfolgerungen für die Möglichkeiten bzw. Gefahren der Personenrettung und für die Integrität des Bauwerks gezogen. Ebenfalls in Kapitel 3 erfolgen die vergleichende Beurteilung der Gefahr von Betonabplatzungen und die Bewertung des Durchwärmungsverhaltens infolge der analysierten Szenarien unter Beachtung des ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs und des verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs. Die Simulationen dienen also auch der Identifikation von „Worst-Case“-Szenarien, die ggf. bei der Planung bzw. Beurteilung von Tunnelkonstruktionen in Ansatz zu bringen sind.

In Kapitel 4 werden dann die in SKRIBTPlus entwickelten Schichten zum Schutz der Tragstruktur bei Großbränden, also der Bauteil- bzw. Bauwerks-

widerstand, bewertet. Es wurden insgesamt 4 Platten mit unterschiedlichem Aufbau experimentell geprüft. Die Abmessungen der Platten betragen 2,0 m x 1,0 m im Grundriss und deren Höhe 0,4 m bzw. 0,7 m.

Die Diskussion, Wertung und Wichtung der Beobachtungen, Messwerte und Berechnungsergebnisse unter Berücksichtigung der Modellannahmen sind Gegenstand des 5. Kapitels. Eine Zusammenfassung sowie ein Ausblick sind in Kapitel 6, die Literaturverweise in Kapitel 7 ausgewiesen. Das Kapitel 8 enthält die Anlagen A1 bis A16 für jedes Szenario im Fall A (Entzündung nur des mit Holzpaletten (Europoolpaletten) beladenen Lkw) sowie die Anlagen B1 bis B16 für jedes Szenario im Fall B (Entzündung sowohl des mit Holzpaletten (Europoolpaletten) beladenen Lkw sowie weiterer im Tunnel befindlicher Lkw und Pkw).

2 Originalmaßstäblicher Großbrandversuch

2.1 Versuchsaufbau

Aus [20] ist bekannt, dass bei großen Benzinaustrittsgeschwindigkeiten die Branddauer des initialen Lachenbrands mit 5-8 Minuten relativ gering ist. Durch den Versuch ist u. a. zu klären, ob diese geringe Initialbranddauer aufgrund der sehr hohen Temperaturen ausreicht, weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge und insbesondere den mit Holzpaletten beladenen Lkw zu entzünden. Es soll also die Zeitdauer bestimmt werden, nach welcher es zum Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge kommt.

Weiterhin dient der originalmaßstäbliche Großbrandversuch der Validierung der FE-Modelle und der Beurteilung der für die CFD-Simulation angenommenen Verläufe der Wärmefreisetzungsraten. Die Wärmefreisetzungsraten, welche im Versuch entstehen, werden durch unterschiedliche Modelle bestimmt und bewertet.

Schließlich soll der Versuch auch klären, ob schon sehr kleine brennende Flüssigkeitslachen (ca. 10 m²) mit geringer Branddauer, wie sie beispielsweise durch den auslaufenden Diesel eines Lkw resultieren könnten, für einen Brandüberschlag auf die Ladung desselben Lkw bzw. auf weitere Fahrzeuge ausreichend wären.

Im Versuch wurde ein Unfall in einem Richtungsverkehrstunnel zwischen einem Lkw (Fabrikat DAF, zulässiges Gesamtgewicht 11 t), der mit ca. 3,7 t Europoolpaletten beladen war, und einem Pkw nachgebildet. Jeweils unmittelbar hinter den unfallbeteiligten Fahrzeugen kam ein weiterer Pkw im Abstand von 1,0 m zum Stehen. Das Auslaufen von ca. 300 l brennendem Diesel aus dem Tank des Lkw wurde durch ca. 400 l Isopropanol modelliert. Die Lache wurde durch 10 Brandwannen à 1 m² simuliert, in die das Isopropanol gleichmäßig verteilt wurde. Der Füllstand betrug demnach ca. 40 mm. Bei einer durchschnittlichen Abbrandrate

von 5,0-5,5 mm/min (vgl. [8]) ist von einer Lachenbranddauer von 7-8 Minuten auszugehen.

Der Brandversuch wurde im Versuchstunnel der MFPA Leipzig GmbH durchgeführt. Der Tunnel besitzt einen rechteckigen Querschnitt von 6 m Breite und 5 m Höhe sowie eine Länge von 35 m (vgl. Bild 1 und Bild 2). Die Stirnseiten sind im Originalzustand vollständig geöffnet und können je nach Bedarf mithilfe von Rauchschürzen teilweise geschlossen werden. Für den Brandversuch wurden jeweils an der Nord- und Südseite Rauchschürzen bis auf eine Höhe von 2,5 m über dem Boden herabgelassen und in dieser Position befestigt. Weiterhin verfügt der Versuchstunnel über drei Schlotte, die sich jeweils entlang der Längsachse an den Viertelpunkten des Bauwerks befinden. Sie führen die Rauchgase bis 2 m über die Tunneldecke ins Freie und haben einen lichten Querschnitt von 2 m x 2 m. Maßstabgerechte Zeichnungen mit den genauen Abmessungen des Versuchstunnels sind in Anlage C zu finden.

Der Lkw, welcher mit 170 Europoolpaletten beladen wurde, besaß ein Leergewicht von 5.100 kg und ein Gesamtgewicht mit Paletten von 8.800 kg. Der Lkw

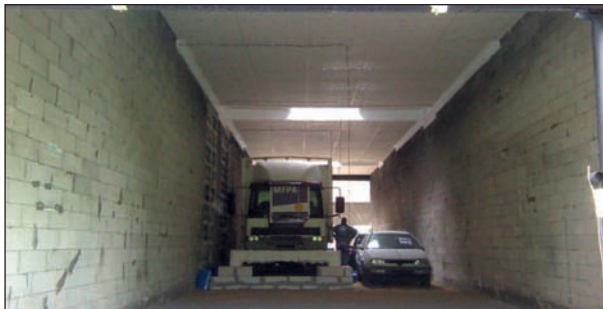


Bild 1: Versuchstunnel mit Fahrzeugen

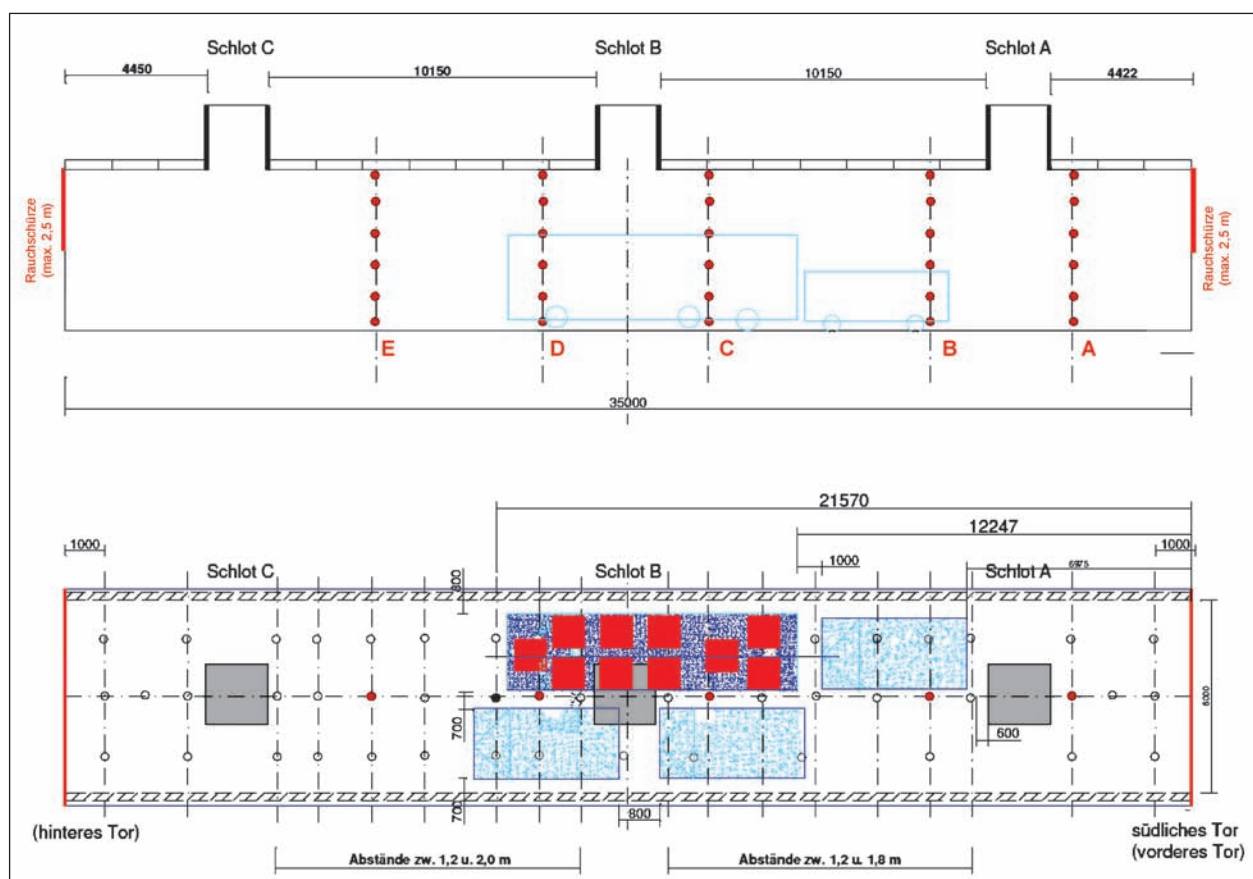


Bild 2: Anordnung der Wannen (rot), der Pkw hellblau), des Lkw dunkelblau) sowie deren Abstände untereinander

wurde im Front- und Heckbereich auf Stahltraversen aufgelagert und ausgehoben, sodass die Räder keinen Bodenkontakt hatten. Unter den Stahltraversen waren Waagen angeordnet, um den Masseverlust über die Zeit zu bestimmen. Im Anschluss an den Versuch betrug die Masse des Lkw 4.422 kg. Somit wurden neben den Paletten 678 kg brennbares Material des Lkw verbrannt.

Weiterhin wurden 3 Mittelklasse-Pkw positioniert, ein VW Golf (Gewicht vor/nach dem Versuch 1.060/860 kg), ein Ford Mondeo (Gewicht vor/nach dem Versuch 1.303/1.074 kg) sowie ein weiterer Ford Mondeo (Gewicht vor/nach dem Versuch 1.236/1.004 kg). Der Gesamtmasseverlust der Pkw betrug demnach 661 kg.

Unter Annahme eines durchschnittlichen Heizwerts von ca. 36 MJ/kg, gemäß [23], für die brennbaren Bestandteile der Pkw und des Lkw ergibt sich unter Annahme einer Verbrennungseffektivität von 1,0 gemäß [8] die Brandlast zu

$$\begin{aligned}
 E &= 400l \cdot 0,785kg/m^3 \cdot 31MJ/kg \\
 &+ 3700 \cdot 17,3MJ/kg \\
 &+ 678kg \cdot 37MJ/kg \\
 &+ 661kg \cdot 37MJ/kg \\
 &\approx 123GJ
 \end{aligned}
 \quad (1)$$

Zur Versuchsvorbereitung wurden die zeitlichen Verläufe der Wärmefreisetzungsraten abgeschätzt. Dazu wurden für die Pkw und den Lkw ein „natürlicher“ Brandverlauf nach [13] (Naturbrandmodell) angenommen. Die Plateauphase wird durch eine Wärmefreisetzungsrate von 5,5 MW berücksichtigt, wie sie in [24] für Mittelklassewagen festgestellt wurde. Die angenommene Brandlast beträgt ca. 7,5 GJ und entspricht damit näherungsweise 200 kg brennbarer Ausstattung. Für den mit Holzpaletten beladenen Lkw wurden eine maximale Wärmefreisetzungsrate in der Vollbrandphase von 35 MW und eine Brandlast, inkl. Ladung, von 85 GJ angenommen.

Die Brandlast des Isopropanols berechnet sich gemäß

$$E_{theor} = \Delta H_u \cdot V_{Iso} \cdot \rho_{Iso} \quad (2)$$

Für den durchgeführten Brandversuch mit den Werten $\Delta H_u = 31 \frac{MJ}{kg}$, $V_{Iso} = 400 l$ und $\rho_{Iso} = 785 \frac{kg}{m^3}$ ergibt sich eine für den Brand zur Verfügung stehende Energie von 9,7 GJ. Die Wärmefreisetzungsrate in der Vollbrandphase ergibt sich unter Annahme der in [8] festgestellten Abbrandrate von durchschnittlich 5,5 mm/min zu 27 MW.

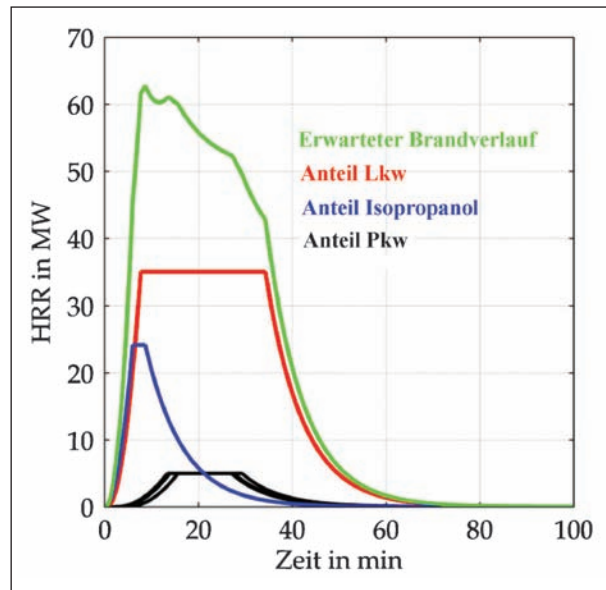


Bild 3: Für die Vorplanung angenommene Verläufe der Wärmefreisetzungsrate und deren Anteile

Zur Ermittlung der wesentlichen Brandparameter wie z. B. Wärmefreisetzungsrate, Gas- und Bauteiltemperaturen und Wärmestromdichte wurden über 200 Messstellen im Tunnel installiert. Zur Messung der Gastemperaturen im Deckenbereich des Tunnels und in den Schloten wurden Mantelthermoelemente Typ K (Ni-Cr/Ni-Al) nach EN 60584 (DIN IEC 584) verwendet.

Die Differenzdrücke an den Stirnseiten des Versuchstunnels und in den Schloten konnten mit Differenzdruckmesssonden, deren Innendurchmesser 13,5 mm bzw. 22,8 mm und deren Außendurchmesser 15,9 mm bzw. 27,0 mm waren ermittelt werden. Die Differenzdruckmesssonden waren mit Druckaufnehmern des Typs PU-Sensor 9002.1616 der Firma halstrup-walcher GmbH verbunden.

Zur Messung der Sauerstoff-, Kohlenstoffmonoxid- und Kohlenstoffdioxidanteile im Rauchgas wurden drei Gasmessgeräte des Typs Dräger X-am 7000 verwendet.

Detaillierte Messstellenpläne sind in Anlage C ausgewiesen.

2.2 Versuchsdurchführung

Am Versuchstag herrschten folgende klimatischen Bedingungen auf dem Gelände der Brandprüfstelle der MFPA Leipzig GmbH in Laue:

Umgebungsbedingungen

- Temperatur: 11 °C,
- Windgeschwindigkeit: 2,8 m/s,
- Windrichtung: wechselnd,
- Luftdruck: 1.003 hPa,
- rel. Luftfeuchte: 75 %,
- Bewölkung: leicht bewölkt (Bedeckungsgrad 66 %).

Bedingungen im Versuchstunnel

- Temperatur: 11,5 °C,
- Einströmgeschwindigkeit Tor Nord: ca. 0,02 m/s,
- Einströmgeschwindigkeit Tor Süd: ca. 1,3 m/s.

Die Beobachtungen des Brandgeschehens sind zur besseren Übersicht in Tabelle 1 zusammengefasst.





Vesuchs- minute	Beobachtung	Fotodokumentation
-30.	Inbetriebnahme aller Messgeräte und Beginn der Messdatenaufzeichnung	
-7.	Befüllen der 10 Brandwannen	
0.	Versuchsbeginn Zündung der Brandwanne	
1.	Alle Wannen brennen. Die Flammen erreichen die Holzpaletten und kurze Zeit später erstmals die Tunneldecke.	
2.	Die Holzpaletten und die zwei seitlich zum Lkw stehenden Pkw entzünden sich. Die Rauchentwicklung ist sehr stark.	 

Tabelle 1: Dokumentation des Versuchsablaufs










Vesuchs- minute	Beobachtung	Fotodokumentation
3.	Der hinter dem Lkw stehende Pkw hat sich noch nicht entzündet.	
4.	Flammen schlagen aus Schlot B Zwei Pkw und der Lkw brennen nahezu vollständig. Die Paletten stehen vollständig in Flammen.	
5.	Aus Schlot B schlagen fortlaufend Flammen. Alle Schlote zeigen einen starken Rauchgasausstoß.	
6.	Alle Pkw und der Lkw brennen. Die Paletten stehen vollständig in Flammen. Die Vollbrandphase beginnt. Die Hydraulikzylinder der Ladebordwand werden zerstört.	
12.	Alle Fahrzeuge, inkl. Ladung, brennen weiterhin vollständig.	
14.	Der Brand ist in der Vollbrandphase.	
19.	Der Brand ist weiterhin voll entwickelt.	
20.	Die Intensität des Brands lässt langsam nach.	
25.	Die Intensität des Brands lässt weiter nach. Die Pkw brennen noch, jedoch mit geringerer Intensität.	

Tabelle 1: Fortsetzung




Vesuchs- minute	Beobachtung	Fotodokumentation
30.	Die Pkw neben dem Lkw sind wie das Führerhaus des Lkw nahezu ausgebrannt.	
40.	Die Holzpaletten sind vollständig zusammengefallen und brennen mit geringerer Intensität weiter. Auch der Pkw hinter dem Lkw ist nahezu vollständig ausgebrannt.	
60.	Die Fahrzeuge sind erloschen. Die Reste der Holzpaletten brennen mit verminderter Intensität weiter.	
100.	Versuchsende Die Messwerterfassung wird beendet. Die noch glimmenden Reste der Holzpaletten brennen kontrolliert ab.	

Tabelle 1: Fortsetzung

2.3 Versuchsauswertung

2.3.1 Sichtbare Auswirkungen des Brandes

Durch die Begehung des Versuchstunnels unmittelbar nach dem Brandversuch konnten vollständig ausgebrannte Fahrzeuge beobachtet werden (Bild 4).

Alle Scheiben lagen zerbrochen neben den Fahrzeugen. Durch herumfliegende brennende bzw. heiße Teile wurde der zur Gasanalyse am Schlot B verwendete Schlauch beschädigt, sodass die gemessenen Gase nicht aus dem Schlot, sondern aus dem Dachbereich entnommen wurden und daher für die Auswertung nicht sinnvoll verwendet werden können.

2.3.2 Gas- und Bauteiltemperaturen

Bild 5 zeigt den Verlauf der mittleren Temperatur aller 20 Messstellen, die ca. 10 cm unterhalb der Decke angeordnet waren, sowie die Verläufe der Minimal- und Maximaltemperaturen über die Zeit. Anhand der Temperaturverläufe ist die schon während des Versuchs zu beobachtende Vollbrandphase deutlich erkennbar.

Bild 6 stellt den Temperaturverlauf der Heißgase in den Schloten A bis C, jeweils als Mittelwert aus den



Bild 4: Zustand der Fahrzeuge nach dem Brand

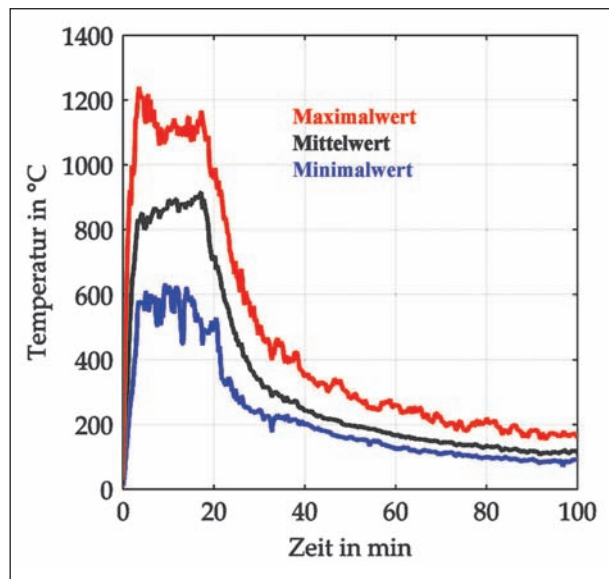


Bild 5: Zeitabhängiger Verlauf der mittleren, minimalen und maximalen Gastemperaturen 10 cm unterhalb der Tunneldecke

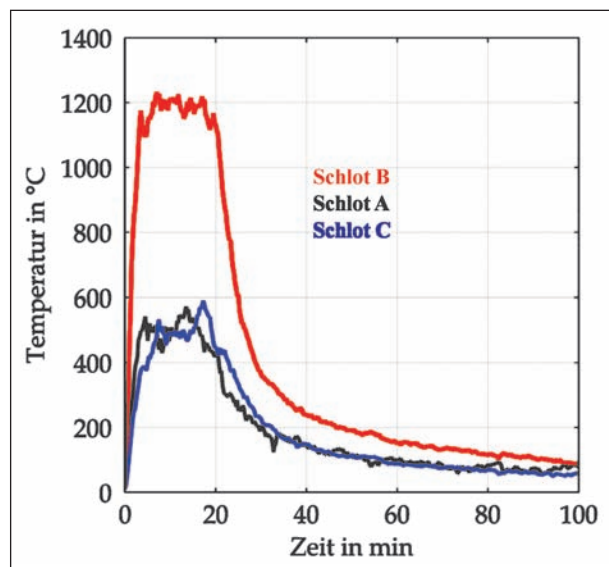


Bild 6: Zeitabhängiger Verlauf der mittleren Gastemperaturen in den Schloten A, B und C

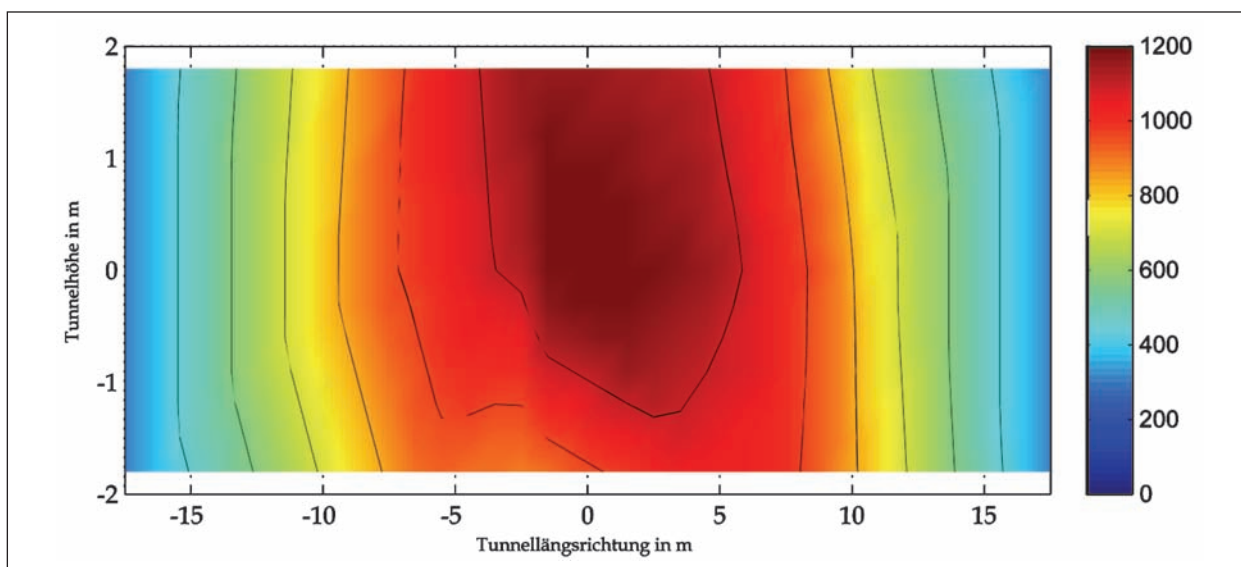


Bild 7: Gemessene Maximalwerte der Gastemperaturen 10 cm unterhalb der Tunneldecke (südliches Tor bei $x = -17,5$ m)

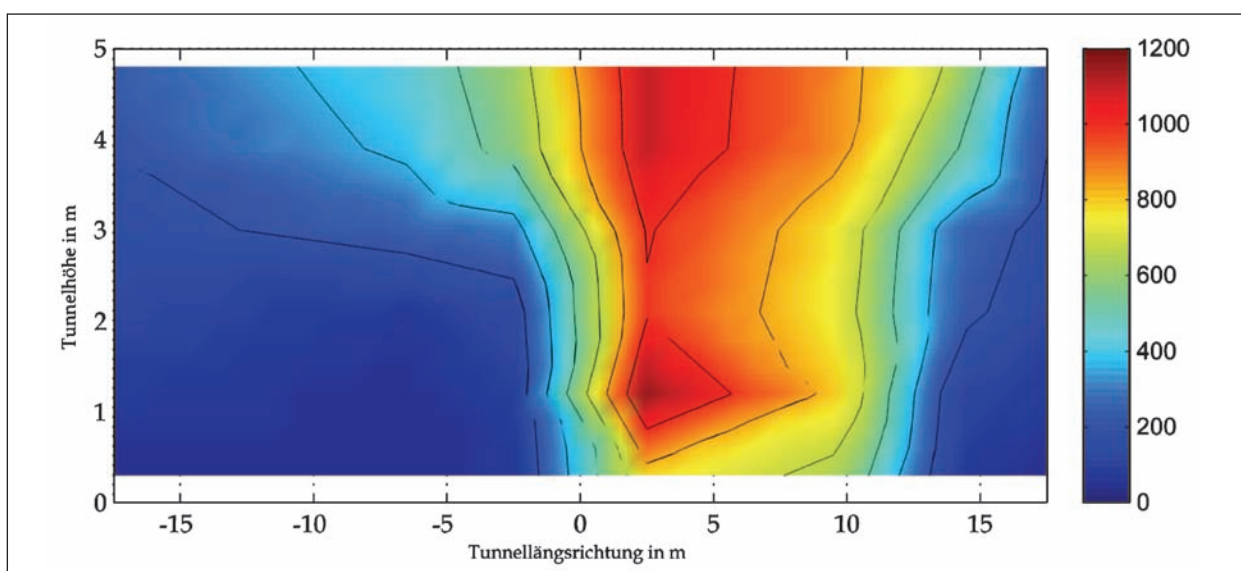


Bild 8: Längsschnitt durch den Versuchstunnel mit Darstellung der räumlichen Temperaturentwicklung nach 5 min (südliches Tor bei $x = -17,5$ m, nördliches Tor bei $x = 17,5$ m, Temperaturskala in $^{\circ}\text{C}$)

5 Messwerten, dar. Auch diese zeitabhängigen Temperaturverläufe erlauben ebenfalls die Identifikation der Vollbrandphase.

Bild 7 zeigt die gemessenen Maximalwerte der Gastemperatur, unabhängig vom Zeitpunkt des Auftretens, ca. 10 cm unterhalb der Decke als Konturplot in der Draufsicht. Der dargestellte Bereich bzw. die Temperaturmessstellen sind in Anlage C eingezeichnet. Die gemessene Maximaltemperatur beträgt ca. $1.200\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Es konnte auch im Schlot B eine mittlere Rauchgastemperatur von bis zu ca. $1.200\text{ }^{\circ}\text{C}$ dokumentiert werden.

Der zeitliche Verlauf der Temperaturen unterhalb der Decke (Bild 5) sowie in den Schloten A, B und C (siehe Bild 6) zeigt sehr steile Anstiege und ein Erreichen der Vollbrandphase nach 4-5 Minuten. Die Temperaturverteilung zwischen den drei Schloten spiegelt zum einen die Positionierung der Brandlast wider und lässt zum anderen auf die Strömungsverhältnisse im Versuchstunnel schließen.

Der Temperaturverlauf lässt deutlich erkennen, dass der Brand nicht maßgebend durch äußere Einflüsse bzw. Witterungsbedingungen wie windinduzierte Längsströmungen beeinflusst wurde, da die Temperaturen in den Schloten A und C nahe-

rungsweise gleich sind. Vielmehr sind erwartungsgemäß die Temperaturen sowohl in den Schloten bzw. im Deckenbereich (siehe Bild 6) als auch in der Tunnelachse (siehe Bild 8 bis Bild 12) in Brandherdnähe am höchsten.

Aus den Messstellen, welche in verschiedenen Höhen entlang der Tunnelachse angeordnet waren, lässt sich die in Bild 8 bis Bild 12 dargestellte räum-

liche Verteilung der Temperaturen im Tunnel ableiten. Anhand der Isothermen ist erkennbar, dass über relativ große Bereiche und einen relativ langen Zeitraum Temperaturen von ca. 1.200 °C in Brandherdnähe herrschten.

Auch die Verteilung bzw. die Ausbreitung der Heißgase bzw. deren räumliche Verteilung wird durch Bild 8 bis Bild 12 illustriert.

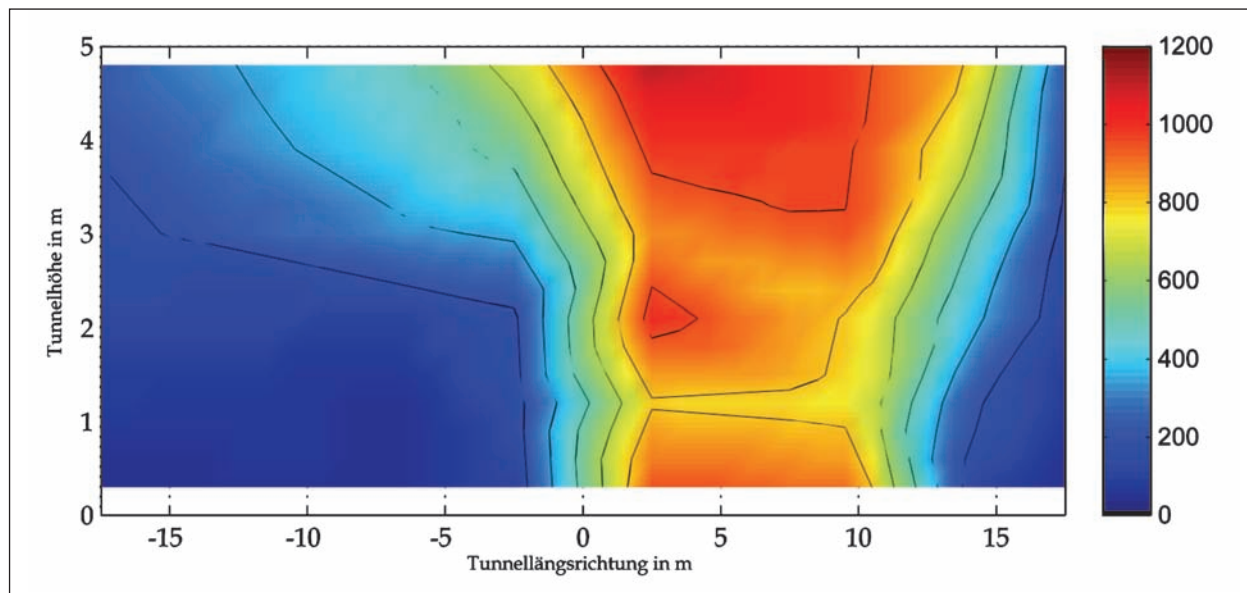


Bild 9: Längsschnitt durch den Versuchstunnel mit Darstellung der räumlichen Temperaturentwicklung nach 10 min (südliches Tor bei $x = -17,5$ m, nördliches Tor bei $x = 17,5$ m, Temperaturskala in °C)

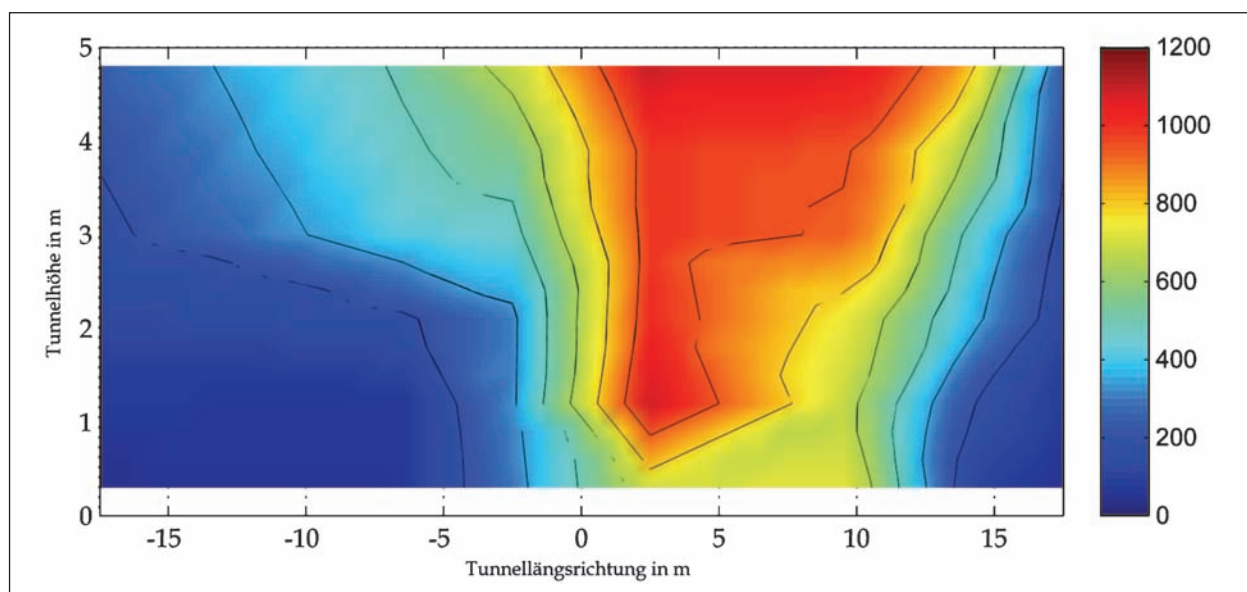


Bild 10: Längsschnitt durch den Versuchstunnel mit Darstellung der räumlichen Temperaturentwicklung nach 15 min (südliches Tor bei $x = -17,5$ m, nördliches Tor bei $x = 17,5$ m, Temperaturskala in °C)

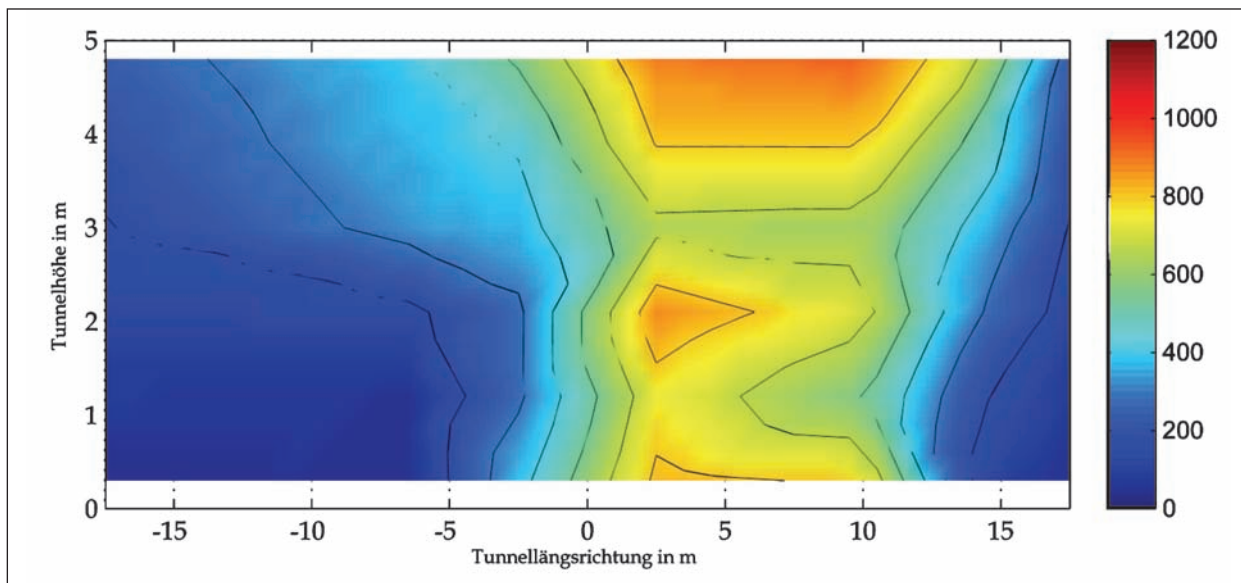


Bild 11: Längsschnitt durch den Versuchstunnel mit Darstellung der räumlichen Temperaturentwicklung nach 20 min (südliches Tor bei $x = -17,5$ m, nördliches Tor bei $x = 17,5$ m, Temperaturskala in $^{\circ}\text{C}$)

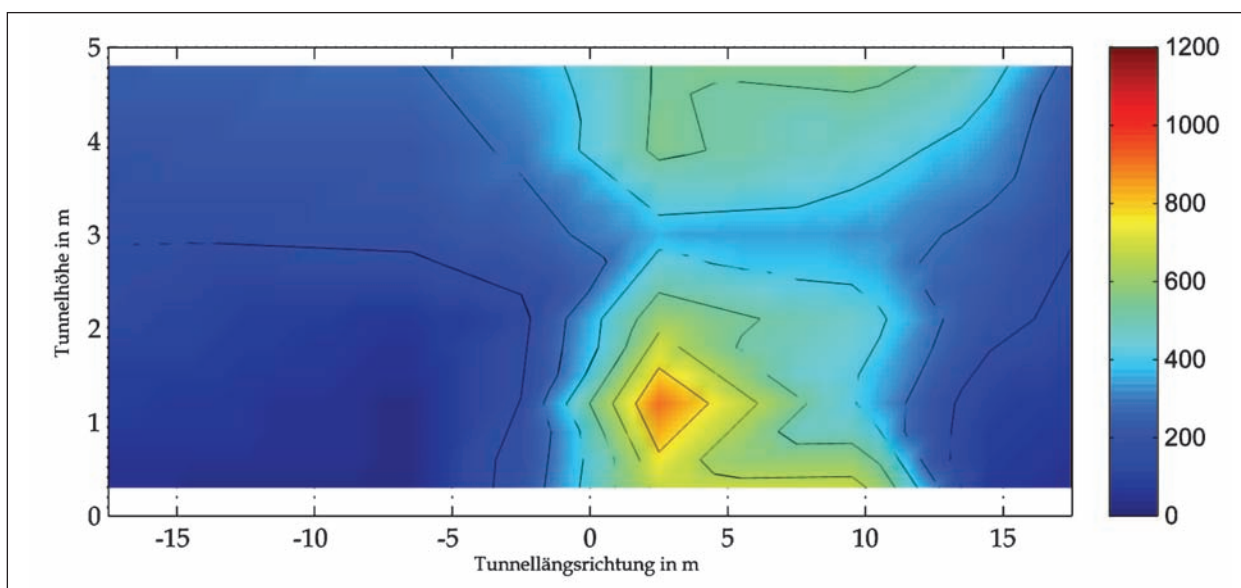


Bild 12: Längsschnitt durch den Versuchstunnel mit Darstellung der räumlichen Temperaturentwicklung nach 25 min (südliches Tor bei $x = -17,5$ m, nördliches Tor bei $x = 17,5$ m, Temperaturskala in $^{\circ}\text{C}$)

2.3.3 Sauerstoff-, Kohlenstoffdioxid- und Kohlenstoffmonoxidanteile

In Bild 13 sind die Verläufe verschiedener Rauchgasanteile in den Schloten A und C dargestellt (die Analyse des Schlots B ist aufgrund des während des Brands zerstörten Gasansaugschlauchs nicht möglich). Zum einen wurden der Sauerstoff und damit das Ausgangsprodukt jeder Verbrennung gemessen und zum anderen wurden die Anteile der beiden Verbrennungsprodukte Kohlenstoffdioxid und Kohlenstoffmonoxid bestimmt.

In beiden Diagrammen ist zu erkennen, dass der Sauerstoffanteil der Rauchgase im Zeitraum der maximalen Brandintensität seinen minimalen Wert erreicht. Naturgemäß verhält sich der Anteil der Verbrennungsprodukte genau entgegengesetzt. In beiden Schloten konnte der maximale Wert der CO_2 -Konzentration zwischen der 5. und 20. Versuchsminute dokumentiert werden. Der CO-Anteil war signifikant kleiner 0,1 % und wird daher in Bild 14 gesondert ausgewiesen. Es ist ebenfalls anhand der CO-Gehalte die Vollbrandphase zu identifizieren. Auch ist der zeitliche Verlauf affin zu dem zeitlichen Verlauf der Temperatur.

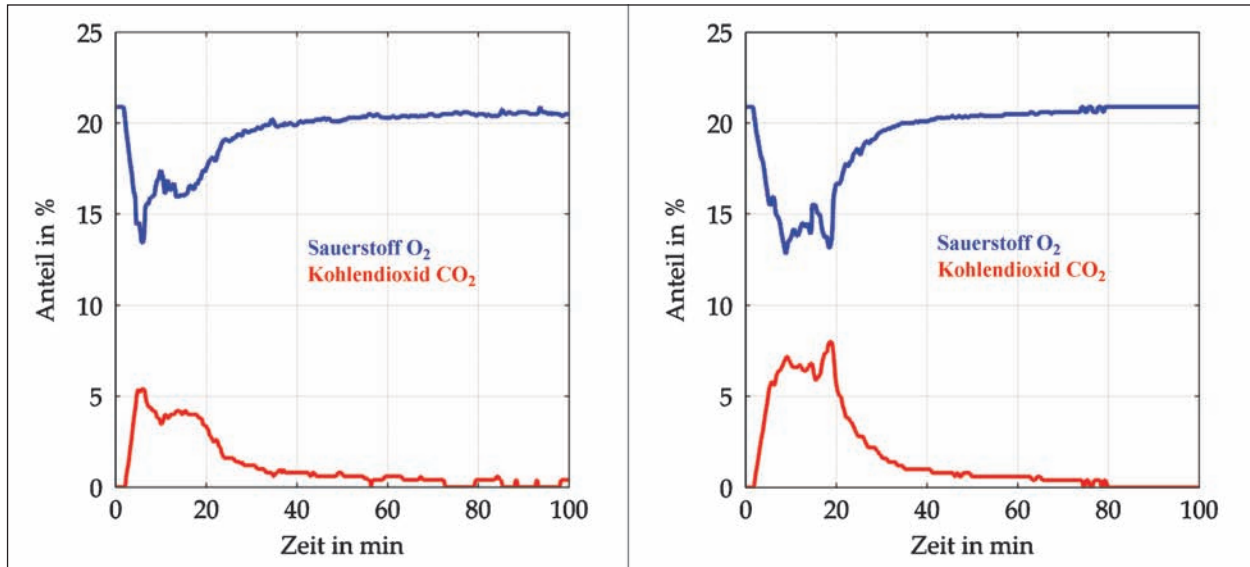


Bild 13: Sauerstoff- und Kohlenstoffdioxid-Anteile der Rauchgase in Schlot A (links) und Schlot C (rechts)

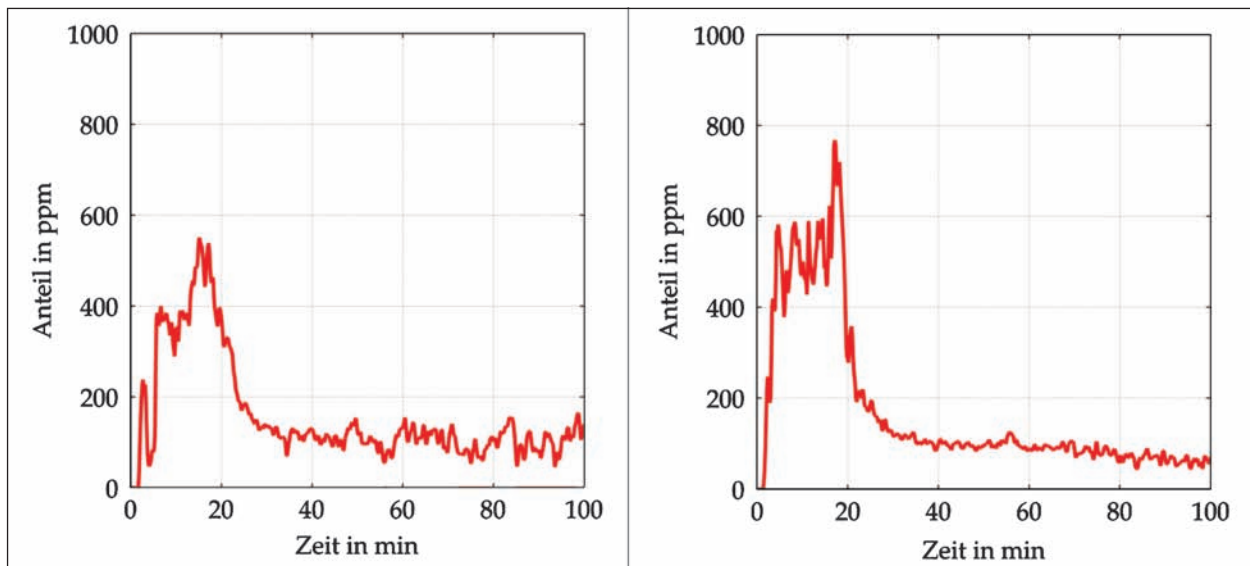


Bild 14: Kohlenstoffmonoxid-Anteile der Rauchgase in Schlot A (links) und Schlot C (rechts)

In den Schloten A und C trat jeweils zwischen der 16. und 18. Minute der maximale Wert von ca. 550 ppm Kohlenstoffmonoxid in Schlot A und ca. 750 ppm in Schlot C auf. Das spätere, exponentielle Abklingen des CO-Anteils ab der 18. bis 19. Minute deutet auf das Abklingen des Brands hin.

2.3.4 Gasgeschwindigkeiten, Volumen- und Massenströme

Für die Interpretation von Bild 15 und Bild 16 sei erwähnt, dass alle Gas-, Volumen- oder Masseströme, die den Versuchstunnel verlassen, durch ein negatives Vorzeichen gekennzeichnet werden. Demzufolge werden auch Geschwindigkeiten, die sich aus ausströmenden Größen ergeben, im ne-

gativen Bereich der Diagramme dargestellt (vgl. Bild 15).

In den Portalen und Schloten des Versuchstunnels wurden Differenzdrücke und Gastemperaturen gemessen. Durch Anwendung eines an [25] angelehnten Verfahrens konnten aus diesen Messergebnissen die Gasgeschwindigkeiten in den Ein- und Ausströmöffnungen des Versuchstunnels ermittelt werden. Die Messwerte der Differenzdrücke in Schlot B wurden verworfen, da diese offensichtlich nicht korrekt sein konnten.

In Bild 15 sind die aus den Differenzdrücken ermittelten Gasgeschwindigkeiten für die Tore (Tunnelportale) und die Schlote A und C grafisch dargestellt. Auch die für die Schlote A und C dargestellten

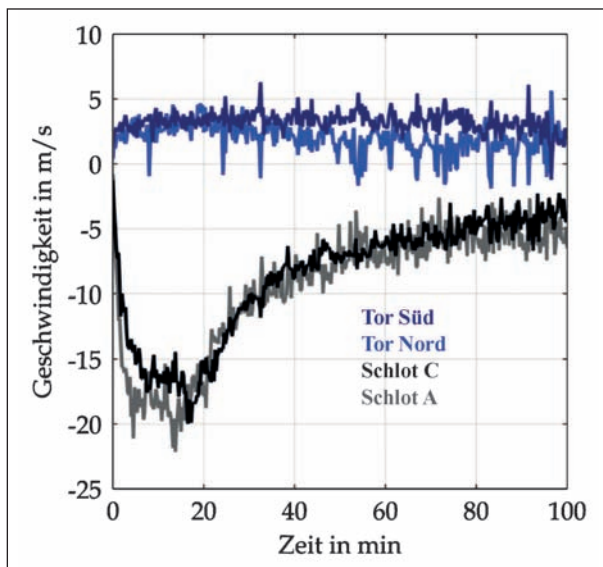


Bild 15: Mittlere Gasgeschwindigkeiten in den Ein- und Auströmöffnungen des Versuchstunnels

Verläufe erlauben die Identifikation der Vollbrandphase zwischen der 5. und 20. Minute. Mit deren Beendigung dieser reduzierte sich auch die Geschwindigkeit in den Schloten. Es ist zu beobachten, dass die Geschwindigkeiten in den Schloten nahezu symmetrisch waren. Die Geschwindigkeiten an den Toren unterscheiden sich sowohl qualitativ als auch quantitativ von denen in den Schloten. Es ist zu beobachten, dass ein nahezu kontinuierlicher Einstrom durch das südliche Tor dokumentiert wurde. Im Gegensatz dazu zeigt sich trotz der relativ starken Schwankungen der Messwerte im nördlichen Tor ein zu den Schloten A und C affiner Verlauf. Die geringeren Einströmgeschwindigkeiten resultieren aus dem größeren Öffnungsquerschnitt und den geringeren Gastemperaturen.

Da keine Gaszusammensetzung und keine Differenzdrücke zur Berechnung der Gasgeschwindigkeit im Schlot B gemessen werden konnten bzw. verwertbar waren, muss für die Ableitung des Massestroms zur weiteren Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate die folgende Annahme getroffen bzw. mathematische Regeln angewendet werden: Für den zeitlichen Verlauf der ausströmenden Masse aus Schlot B, wird ein zu den Masseströmen in den Schloten A und C affiner Verlauf derart gewählt, dass die Massebilanz (einströmende Masse zzgl. „verbrannte“ Masse entspricht der ausströmenden Masse) ausgeglichen ist. Das heißt, die Abzissenwerte für den Massestrom für Schlot B sind so gewählt, dass sich durch diese die Massebilanzgleichung zu Versuchsende zu null ergibt.

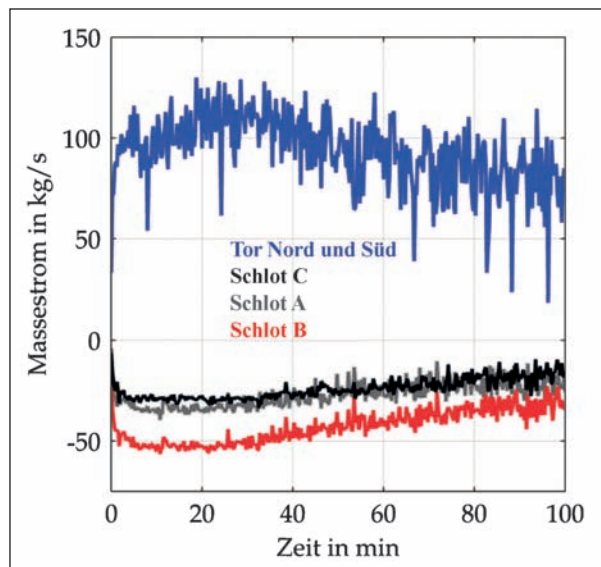


Bild 16: Aus den Messwerten ermittelte Massenströme in den Schloten A und C und an den Toren sowie unter Ansatz der Massebilanz ermittelter Massestrom für Schlot B

In Bild 16 sind die aus der Gaszusammensetzung, der Gastemperatur und den Gasgeschwindigkeiten berechneten Massenströme in den Schloten A und C sowie die Summe der an den Toren einströmenden Masse ausgewiesen. Weiterhin ist in Bild 16 der unter Ausnutzung der Gesamtmassebilanz ermittelte Massestrom für Schlot B dargestellt. Das Integral unter den Kurven für die Schlotte A, B und C entspricht damit exakt dem Integral unter der Kurve für die Tore Nord und Süd. Es ist zu erkennen, dass die Massenströme signifikante Unstetigkeiten im Verlauf aufweisen, die jedoch für die weitere Auswertung wenig kritisch sind.

2.3.5 Brandüberschlag auf die Pkw

In jedem der drei Pkw wurde

- im Motorraum an der Unterseite der Motor- klappe, näherungsweise mittig im Grundriss,
- im Fahrgastraum, ca. 30 cm unterhalb des Dachs und
- im Kofferraum, ebenfalls ca. 30 cm unterhalb des Dachs,

ein Thermoelement angeordnet.

In Bild 17, Bild 18 und Bild 19 ist jeweils der zeitliche Verlauf der Temperatur im Motorraum, Fahrgastraum und Kofferraum (Ausnahme in Bild 19 wegen eines Ausfalls des Thermoelements) des Fahrzeugs ausgewiesen.

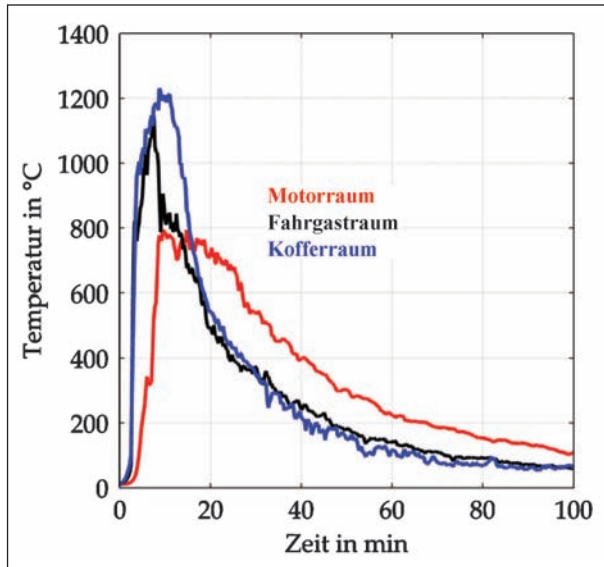


Bild 17: Zeitlicher Verlauf der Temperaturen im Motorraum (rot), Fahrgastraum (schwarz) und Kofferraum (blau) des Pkw 1

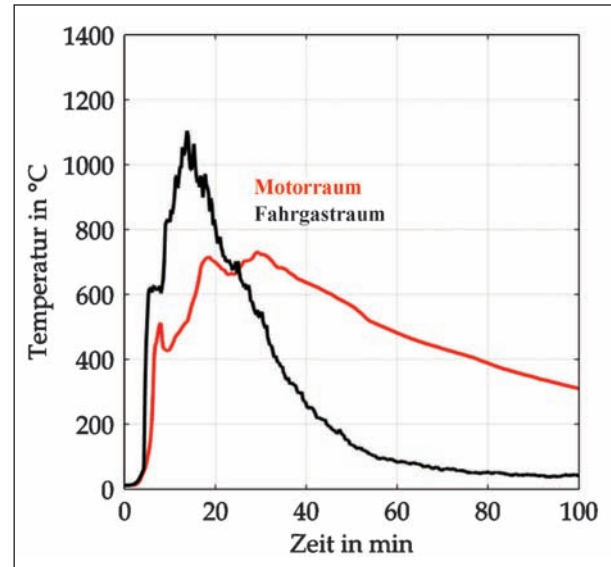


Bild 19: Zeitlicher Verlauf der Temperaturen im Motorraum (rot), Fahrgastraum (schwarz) und Kofferraum (blau) des Pkw 3

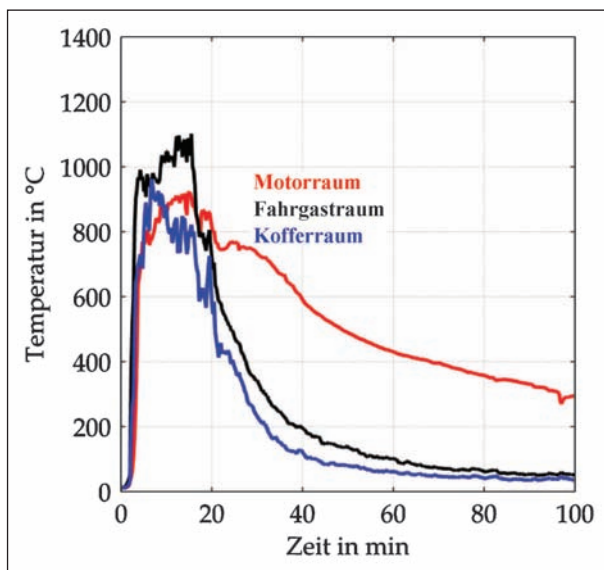


Bild 18: Zeitlicher Verlauf der Temperaturen im Motorraum (rot), Fahrgastraum (schwarz) und Kofferraum (blau) des Pkw 2

Die Entzündung von Pkw 1 und Pkw 2 konnte visuell in der 2. Minute festgestellt werden. Wie in Bild 17 und Bild 18 ersichtlich ist, wurde in dieser Zeit bereits das in [23] formulierte Temperaturkriterium erreicht. Anders verhält es sich bei Pkw 3, der erst zu einem späteren Zeitpunkt die Temperatur von 400 °C erreicht (siehe Bild 19). Für den Pkw 3 wurde eine Entzündung in der 5.-6. Prüfminute festgestellt. Da zu dieser Beobachtung ebenfalls das in [23] formulierte Temperaturkriterium für den Brandüberschlag auf einen Pkw passt, darf geschlossen werden, dass mit Anwendung dieses

Kriteriums hinreichend genau beurteilt werden kann, ob und wann es zu einem Brandüberschlag auf einen Pkw kommt.

Die gemessenen Temperaturverläufe zeigen ferner eine sehr schnelle Brandentwicklung bzw. eine kurze Brandentwicklungsphase, welche bei der Modellierung dieses und ähnlicher Szenarien zu berücksichtigen ist.

2.3.6 Wärmefreisetzungsrate

Die Wärmefreisetzungsrate (engl. Heat Release Rate, Abk.: HRR) wurde auf Grundlage der Ergebnisse der obigen Kapitel bestimmt. Es sind vier, grundlegend verschiedene Methoden zum Einsatz gekommen:

- die Temperaturproportionalitätsmethode,
- die Enthalpiemethode,
- die Sauerstoffverbrauchsmethode sowie
- ein sogenannter „natürlicher“ Brandverlauf nach [13] (Naturbrandmodell).

Die Temperaturproportionalitätsmethode, welche schon in [8] zur Anwendung kam, basiert auf den Überlegungen von HILDEBRANDT und WILK [26] Dabei wird eine direkte Proportionalität zwischen dem Verlauf der Gastemperaturen im Versuchstunnel und der Wärmefreisetzungsrate zugrunde gelegt, sodass mithilfe des gemessenen Temperaturverlaufs die Entwicklung der Wärmefreisetzungs-

rate bestimmt werden kann. Diese Überlegung wird nun partiell erweitert. Während in den ersten Minuten des Brands ein Teil der freigesetzten Energie zur Erwärmung der im Tunnel befindlichen Gesamtmasse (die nicht brennbaren Teile der Fahrzeuge hatten ein Gesamtgewicht von ca. 7.500 kg) und der für die Tunnelkonstruktion verwendeten Werkstoffe führt, geben diese erwärmten Massen zum Versuchsende hin ihre Wärme wieder ab und erhöhen somit die Gastemperatur. Beim „natürlichen“ Brandverlauf nach [13] wird angenommen, dass die Vollbrandphase endet, wenn ca. 70 % der brennbaren Masse (näherungsweise also 70 % der Brandlast) verbrannt sind. Überträgt man diese Erkenntnis auf die Temperaturproportionalitätsmethode und fordert, dass auf der sicheren Seite liegend nur 60 % der Gesamtbrandlast bei Beendigung der Vollbrandphase verbrannt sein müssen, und sichert gleichzeitig, dass in der Abklingphase 40 % der Brandlast umgesetzt werden (Energieerhaltungssatz), resultiert daraus die sogenannte modifizierte Temperaturproportionalitätsmethode.

Die Enthalpiemethode ermittelt die Wärmefreisetzungsrate mithilfe der Enthalpieströme, die in den Ein- und Ausströmöffnungen des Versuchstunnels gemessen wurden, und damit über den Wärmeinhalt des Gases zu bestimmten Zeitpunkten. Dieses Verfahren wurde bereits bei den Tunnelbrandversuchen für das EUREKA-Projekt [27] angewendet und wird von JANSSENS [28] detailliert erläutert.

Die Sauerstoffverbrauchsmethode, mit der die Wärmefreisetzungsrate bestimmt werden kann, basiert auf dem Sauerstoffverbrauch infolge Brands und wird mithilfe der gemessenen Gase O_2 , CO_2 und CO bestimmt. Verschiedene Verfahren, die Gasanteile vollständig oder nur teilweise berücksichtigen, werden in DIN 18230-2 [29] beschrieben. Da keine verwendbaren Daten für die Rauchgaszusammensetzung im Schlot B aus der Messung gewonnen werden konnten, wird diese Methode unter den Annahmen,

- dass die Rauchgaszusammensetzung in Schlot B dem jeweiligen Mittelwert (mean) der Rauchgasanteile von Schlot A und C entspricht und
- dass die Rauchgaszusammensetzung in Schlot B dem Minimalwert (min) der Rauchgasanteile von Schlot A und C entspricht,

doppelt bzw. getrennt voneinander durchgeführt. Da die ermittelten zeitlichen Verläufe der Wärmefreisetzungsrate nur vergleichsweise gering von-

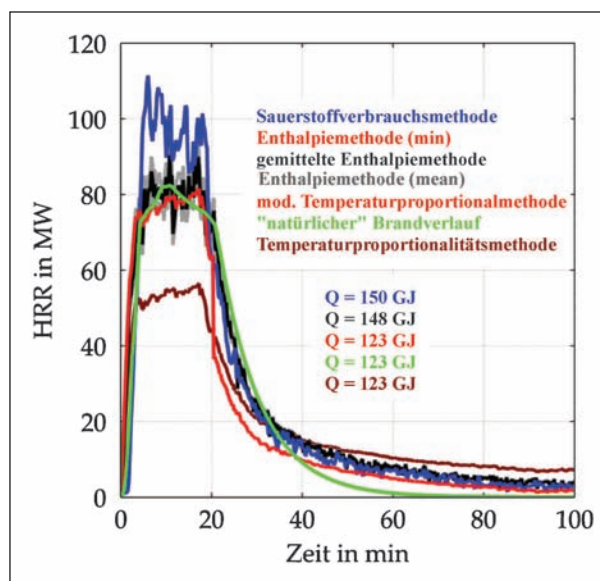


Bild 20: Rechnerisch ermittelte Wärmefreisetzungsrate gemäß Sauerstoffverbrauchsmethode (blau), Enthalpiemethode (schwarz) als Mittelwert der grau ausgewiesenen Verläufe, ursprüngliche Temperaturproportionalitätsmethode (dunkelrot), modifizierte Temperaturproportionalitätsmethode (rot) sowie der „natürliche“ Brandverlauf (grün)

einander abweichen, wird zusätzlich der gemittelte Verlauf ausgewiesen.

Beim sogenannten „natürlichen“ Brandverlauf wird die Wärmefreisetzungsrate anhand der während des Brandversuchs beobachteten Brenndauern und Brandintensitäten für jeden Anteil bestimmt und superponiert.

In Bild 20 ist der rechnerisch ermittelte zeitliche Verlauf der Wärmefreisetzungsrate

- gemäß Sauerstoffverbrauchsmethode,
- gemäß Enthalpiemethode, sowohl getrennt nach den Annahmen für die Rauchgaszusammensetzung (s. o.) als auch als Mittelwert der aus beiden Annahmen resultierenden Verläufe,
- gemäß ursprünglicher Temperaturproportionalitätsmethode,
- gemäß modifizierter Temperaturproportionalitätsmethode sowie
- gemäß „natürlichem“ Brandverlauf

ausgewiesen.

Nachdem die Wärmefreisetzungsrate mit verschiedenen Ansätzen bestimmt wurde, erfolgt zunächst die Ermittlung der freigesetzten Gesamtenergie, also der Brandlast als Kontrolle.

Bezeichnung	Umgesetzte Energie	Abweichung
Brandlast	123 GJ	
Sauerstoffverbrauch~	150 GJ	22 %
Gemittelte Enthalpie~	148 GJ	20 %
Urspr. Temperaturprop.~	123 GJ	0 %
Mod. Temperaturprop.~	123 GJ	0 %
„Natürlicher“ Brandverlauf	123 GJ	0 %

Tab. 2: Vergleich der Berechnungsmethoden in Bezug auf die freigesetzte Gesamtenergie

Dies erfolgt über die Beziehung:

$$E = \int \dot{Q}(t) dt \quad (3)$$

Das Ergebnis der Integration der unterschiedlichen Brandverläufe ist in Tabelle 2 dargestellt. Der theoretische Wert der freigesetzten Gesamtenergie beträgt gemäß der Berechnung in Kapitel 2.1 $E = 123 \text{ GJ}$.

Da sowohl in der ursprünglichen als auch in der modifizierten Temperaturproportionalitätsmethode sowie beim „natürlichen“ Brandverlauf der Energieerhaltungssatz zur Bestimmung der Verläufe genutzt wird, ist die Abweichung a priori gleich null. Es zeigt sich, dass mit der Sauerstoffverbrauchs- und der Enthalpiemethode eine Überschätzung der Brandlast von ca. 20 % erfolgt, die aus der Akkumulation innerhalb der Tunnelkonstruktion resultiert. Gleichzeitig stimmen aber die Ergebnisse untereinander gut überein, sodass geschlossen werden darf, dass die aufgrund nicht verwertbarer Messgrößen getroffenen Annahmen vertretbar sind. Die Sauerstoffverbrauchsmethode stellt somit einen oberen, wahrscheinlich mehr als 10 % abweichenden Grenzwert dar.

Für die Wärmefreisetzungsrate kann eine obere (Sauerstoffverbrauchsmethode) und eine untere Grenze (Temperaturproportionalitätsmethode) des Brandverlaufs abgeschätzt werden. Dabei geht die untere Grenze von einer Vereinfachung des Brandverlaufs aus. Dadurch wird die freigesetzte Gesamtenergie bis zur Beendigung der Vollbrandphase tendenziell unterschätzt. Die obere Grenze erfüllt hingegen nicht den Energieerhaltungssatz, d. h., die verwendete Methode der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie bzw. Enthalpieströme überschätzt die Wärmefreisetzungsrate.

Aus den in Bild 20 dargestellten Verläufen kann die Wärmefreisetzungsrate in der von der ca. 5. bis zur

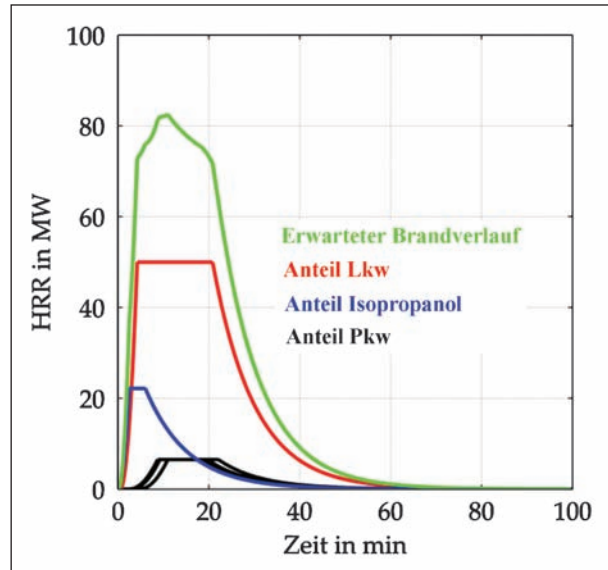


Bild 21: Möglicher Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für das Isopropanol, den mit Holzpaletten beladenen Lkw und die Pkw

ca. 20. Minute dauernden Vollbrandphase auf ca. 75-80 MW abgeschätzt werden. Es bildet sich ein Plateau aus, wie es auch beim „natürlichen“ Brandverlauf nach [13] unterstellt wird. Die HRR zeigt in der Abklingphase einen exponentiellen Abfall. Die Brandentwicklungsphase kann näherungsweise durch einen linearen Verlauf approximiert werden.

Aus den Berechnungen zum Verlauf der Wärmefreisetzungsrate und den Versuchsbeobachtungen kann die Aufteilung der Wärmefreisetzungsrate auf das Isopropanol, den mit Holzpaletten beladenen Lkw und die Pkw näherungsweise abgeschätzt werden. In Bild 21 sind diese Anteile separat ausgewiesen.

3 Numerische Simulationen

3.1 Einführung

Für die zu untersuchenden Brandszenarien wird angenommen, dass der Austritt des brennenden Benzins (Gesamtmenge 28 t) aus einem Tanklastzug durch einen Lkw-Unfall zweier Lkw verursacht ist. Der zweite am Unfall beteiligte Lkw ist dabei mit Holzpaletten beladen (siehe Kapitel 1.2). Da auch untersucht wird, ob und mit welchen Folgen sich weitere Fahrzeuge entzünden, muss das Brandverhalten der brennenden Flüssigkeitslache des mit Holzpaletten beladenen Lkw und der weiteren im Tunnel befindlichen Fahrzeuge untersucht werden.

3.2 Bestimmung der Lachengeometrie

Für die Bestimmung des Verhaltens der brennenden Lache wird eine mehrstufige Modellierung für die in Kapitel 1.2 beschriebene Aufgabenstellung gewählt, die schon bei der Ermittlung der Lachengeometrie für das in [20] dokumentierte Forschungsvorhaben zur Anwendung kam.

Im ersten Schritt wird die Geometrie der brennenden Lache zeitpunktabhängig durch Lösung der Massengleichgewichtsbedingung

$$M_{Ausström} = M_{Brand} + M_{Abfluss} + M_{Lache} \quad (4)$$

iterativ mittels eines Newton-Raphson-Verfahrens bestimmt. Die freigesetzte Flüssigkeitsmasse (oder -menge, denn eine volumetrische Formulierung würde unter der Annahme konstanter Dichte exakt dieselben Ergebnisse liefern) ist gleich der Summe der verbrennenden abfließenden und lachenbildenden Flüssigkeitsmasse. Sowohl die geometrischen Randbedingungen (siehe Kapitel 3.2) als auch die aus den RABT [9] stammende Randbedingung, dass der Abfluss maximal 100 l/s, bezogen auf eine Länge von 50 m beträgt, sind berücksichtigt. Die Beschreibung der zeitabhängigen Abbrandgeschwindigkeit basiert auf den in [8] dokumentierten experimentellen Untersuchungen, welche mit Isopropanol durchgeführt wurden. Dabei wurde experimentell eine Erhöhung der mittleren Abbrandgeschwindigkeit von 4 mm/min (Literaturwert) auf bis zu 6,3 mm/min festgestellt (vgl. [8], Tabelle 8). Diese Erhöhung kann durch die Arrhenius-Beziehung erklärt werden, die besagt, dass sich bei hohen Umgebungstemperaturen die Reaktivität erhöht.

Eine Diskussion der in [8] ausgewiesenen experimentellen Ergebnisse im Hinblick auf die Arrhenius-Beziehung kann [10] entnommen werden. Da die erhöhte Reaktivität aus den hohen Gastemperaturen resultiert, kann sich diese nur zeitverzögert einstellen. Daher wird, für alle in diesem Forschungsbericht dokumentierten Berechnungen der in Bild 22 ausgewiesene Abbrandgeschwindigkeitsverlauf zugrunde gelegt.

Aus diesem Verlauf resultiert je nach Branddauer eine mittlere Abbrandgeschwindigkeit von maximal 5,8 mm/min, die mit den in [8] experimentell festgestellten Branddauern sehr gut übereinstimmt.

Auf Basis der ermittelten zeitabhängigen Lachengeometrie wird im zweiten Schritt eine CFD-Simulation unter Beachtung aller Randbedingungen (Tunneltopologie, Fahrzeuganordnung, Lachen,

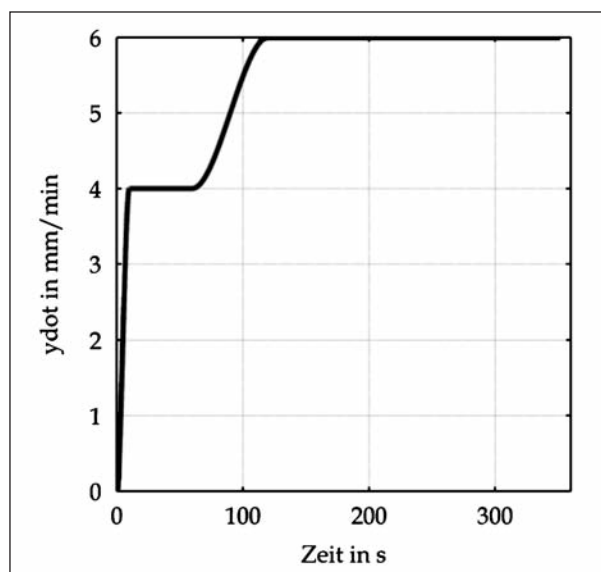


Bild 22: Abbrandgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Zeit

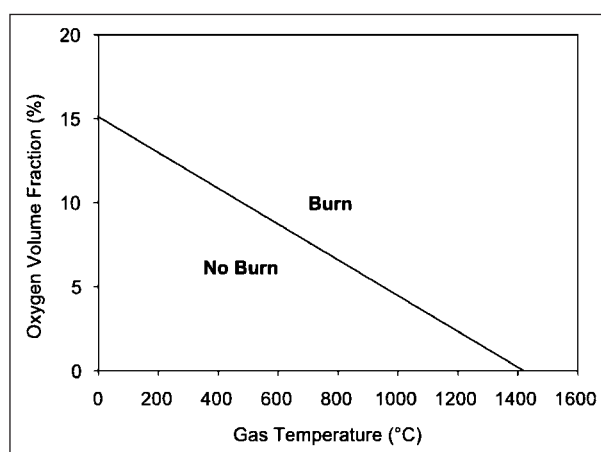


Bild 23: Steuerung der Energiegeneration in FDS über die Temperatur der Reaktionsumgebung und deren Sauerstoffgehalt [11]

Strahlventilatoren usw.) durchgeführt. Als Programmsystem wird FDS verwendet [11]. Die Begründung für dieses Programm, inkl. der Verifizierung der Ergebnisse durch eine Vergleichsberechnung mit einem anderen Programmsystem, erfolgte in [20]. Die CFD-Simulation berücksichtigt auch die Einflüsse aus der Ventilation bzw. der Sauerstoffversorgung (vgl. Bild 23).

Sofern die aus der Lachengröße, dem Heizwert und der Abbrandgeschwindigkeit resultierende Wärmefreisetzungsrates mit der in der Simulation ermittelten Wärmefreisetzungsrates (HRR) übereinstimmt, stimmen die Annahmen zur Ermittlung der Lachengeometrie mit den Annahmen zur Ermittlung des Brandverhaltens überein, sodass die Ergebnisse bzgl. ihrer Modellannahmen konsistent sind. Ist die mittels CFD ermittelte HRR signifikant kleiner als

die theoretisch mögliche, resultiert dieser Unterschied aus der (mangelnden) Sauerstoffversorgung. Es liegt also ein ventilationsgesteuerter Brand vor. Für diesen Fall stimmt die für die Bestimmung der Lachengeometrie angenommene abbrennende Flüssigkeitsmenge nicht mit den CFD-Ergebnissen überein, sodass ein erneuter Iterationsschritt notwendig wird. Dieser Iterationsschritt ist bei der Ermittlung der Lachengeometrie in [20] schon erfolgt, sodass auf diesen Ergebnissen aufgebaut werden konnte. Dennoch gab es v. a. bei den Simulationen mit mehreren brennenden Fahrzeugen Szenarien, bei denen eine erneute Iteration notwendig wurde. Bei der Ermittlung der Lachengeometrie wird dazu die abbrennende Flüssigkeitsmenge nochmals entsprechend begrenzt. Diese Iteration erfolgt so oft, bis beide Modelle miteinander näherungsweise konsistent sind.

Für die brennbare Flüssigkeit wird aufgabengemäß Benzin mit folgenden Parametern angenommen:

- Gasphasenreaktion für „Oktan“ (C_8H_{18}),
- Heizwert = 44,1 MJ/kg [12],
- Dichte = 780 kg/m³ [12],
- Rauchpartikelausbeute $y_{CO} = 0,07$ g/g [13] bzw. $y_{soot} = 0,11$ g/g [13].

Die Lache und deren Ausbreitungsverhalten werden von der Tunneltopologie beeinflusst. Im Falle eines konstant geneigten Tunnels breitet sich die Lache in nur einer Richtung aus und die Lachenhöhe ist unter Vernachlässigung der Querneigung näherungsweise konstant. Die Querneigung wird in Analogie zu [20] vernachlässigt, da durch diese Annahme die größte brennende Lachenoberfläche entsteht und dieses Szenario den ungünstigsten Fall darstellt. Würde man die Querneigung berücksichtigen, würde der Anteil weniger Benzin verbrennen und mehr abfließen. Insofern ist die getroffene Annahme konservativ.

Bei einem Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil wird generell angenommen, dass die Leckage im Tiefpunkt beginnt. Die Lachenausbreitung erfolgt daher in zwei Richtungen und die Lachenhöhe ist abhängig vom Lachenradius.

Das inkrementell-iterative Lösungsverfahren wird für verschiedene Zeitpunkte mit einem Zeitinkrement von 0,1 s durchgeführt. Die zwischen zwei bekannten Zeitpunkten freigesetzte bzw. ausströmende Flüssigkeitsmenge $M_{Ausström}$ ergibt sich aus dem

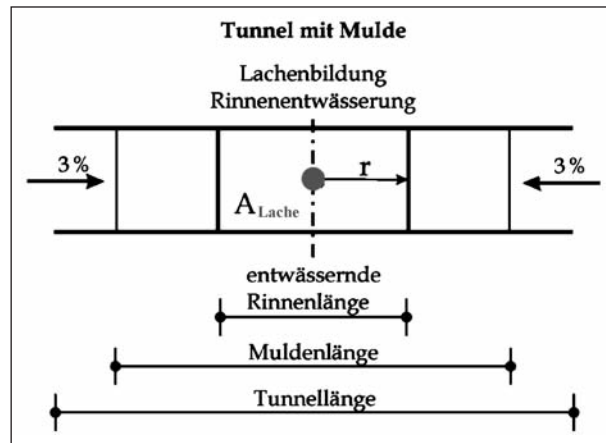


Bild 24: Definition der geometrischen Parameter für den Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil

Zeitinkrement und der Ausströmgeschwindigkeit bzw. Austrittsgeschwindigkeit.

Für die Berechnung der abfließenden Flüssigkeitsmenge ist angenommen worden, dass eine Längsrinne mit einem Fassungsvermögen von 2 l/s bei einer Maximalkapazität von 100 l/s entlang des Seitenstreifens/Notgehwegs angeordnet ist. Die abfließende Flüssigkeitsmenge resultiert somit aus der Lachengröße bzw. der flüssigkeitsbenetzten Seitenstreifenlänge. Der Zusammenhang ist in Bild 24 für den Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil und Bild 25 für den Tunnel mit konstanter Längsneigung ausgewiesen.

Die sich in der Lache befindliche Flüssigkeitsmasse ist gleich dem Lachenvolumen multipliziert mit der Rohdichte. Das Lachenvolumen im Falle des Tunnels mit konstanter Längsneigung resultiert aus der Lachenfläche und der Lachenhöhe, welche sich aus der Oberflächenspannung und anderen physikalischen Parametern zu ca. 1,2 mm ergibt. Das Lachenvolumen für den Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil ergibt sich aus dem Integral des Straßenlängsprofils in den Grenzen der Flüssigkeitslache (Lachenquerschnittsfläche) und der Fahrbahnbreite von 7,5 m.

Nach Beendigung des Ausströmvorgangs, also nach vollständigem Entleeren des Tanks, hat sich eine Flüssigkeitslache gebildet, die weiterhin abbrennt und sich durch Abfließen verkleinert. Während bei dem Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil die Lache während des Ausströmens zunächst wächst und sich anschließend wieder verkleinert, trocknet die Lache im Tunnel mit konstanter Längsneigung vom Ort der Leckage aus (vgl. Bild 6). Der Lachenmittelpunkt verschiebt sich also

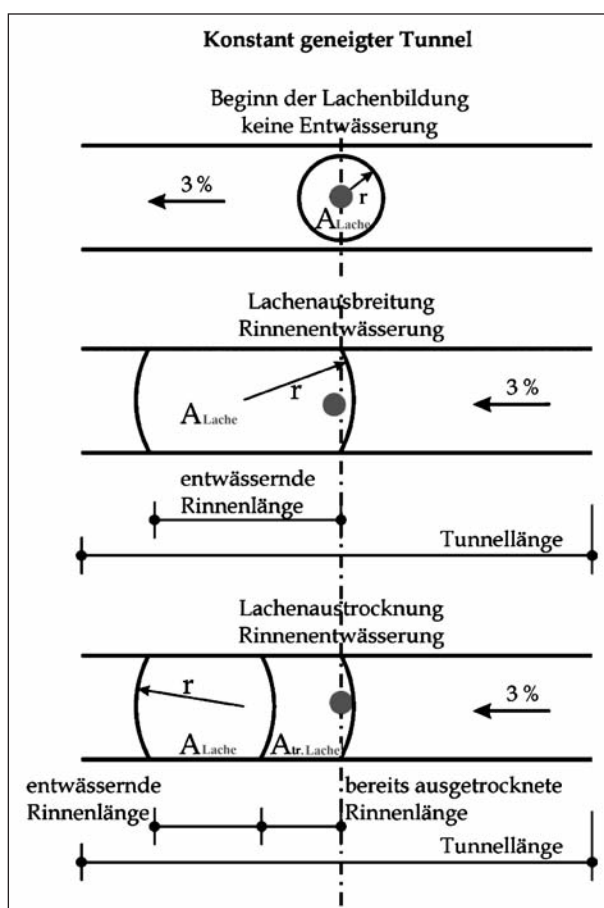


Bild 25: Definition der geometrischen Parameter für den Tunnel mit konstanter Längsneigung

während und nach dem Ausströmen, jedoch in unterschiedlicher Art und Weise. Auch die Geometrie der ausgetrockneten Lache wird inkrementell-iterativ mit dem gleichen Algorithmus berechnet.

Die Iteration für einen Zeitpunkt t wird beendet, wenn das Gleichgewicht gemäß Gleichung (1) mit einem Fehler von 1 ml erfüllt ist. Das zeitinkrementelle Vorgehen wird beendet, wenn die abbrennende, wegfließende und lachengeometrieändernde Flüssigkeitsmenge geringer als 1 ml/s ist.

3.3 Annahmen für den mit Holzpaletten beladenen Lkw

Entsprechend der Annahme für die zu untersuchenden Brandszenarien, dass der Austritt des brennenden Benzins (Gesamtmenge 28 t) aus einem Tanklastzug durch einen Lkw-Unfall zweier Lkw verursacht wird und der zweite am Unfall beteiligte Lkw mit Holzpaletten, genauer Europoolpaletten nach EN 13698-1, beladen ist, soll nun dessen Brandverhalten näher betrachtet werden.

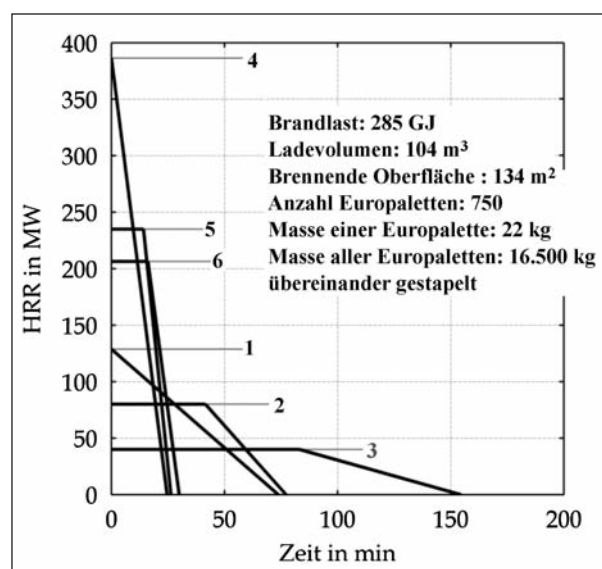


Bild 26: Verschiedene Brandszenarien für mit Holzpaletten beladene Lkw unter Vernachlässigung der Brandausbreitungsphase [21]

Der mit Holzpaletten beladene Lkw besitzt ein zulässiges Gesamtgewicht von 40 t. Seine Ladefläche ist 13,5 m lang, 2,4 m breit und 3,2 m hoch. Es wird angenommen, dass die Paletten, Europoolpaletten nach EN 13698-1, nicht ineinander, sondern übereinandergestapelt sind. Unter Beachtung der Abmessungen ($L \times B \times H = 1,2 \text{ m} \times 0,8 \text{ m} \times 0,144 \text{ m}$) und des durchschnittlichen Gewichts von 22 kg einer Europoolpalette ergibt sich die Beladung des Lkw zu ca. 750 Europoolpaletten mit einem Gesamtgewicht von 16,5 t. Unter Beachtung des Heizwerts von 4,8 kWh/kg (17.280 kJ/kg) resultiert eine Brandlast von 285 GJ.

In [21] wurden auf Basis einer Literaturstudie verschiedene in der Literatur dokumentierte Verläufe der Wärmefreisetzungsraten gegenübergestellt (siehe Bild 26). Die Verläufe in Bild 26 sind aufgrund des in [21] diskutierten Szenarios ohne Brandentwicklungsphase dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sowohl der Verlauf als auch der Maximalwert der Wärmefreisetzung je nach Quelle sehr unterschiedlich angenommen werden können.

Für einen originalmaßstäblichen Tunnelbrandversuch mit einem Lkw mit insgesamt 230 Europoolpaletten (12 Stapel à ca. 19 Paletten) wird ein Spitzenwert von 150 MW ausgewiesen. Ein Plateauwert könnte bei ca. 110-120 MW definiert werden (Dauer der Vollbrandphase ca. 10 min, erreicht nach ca. 8 Minuten) [22].

Für die Simulationen im Rahmen des vorliegenden Forschungsberichts wird hingegen ein Lkw betrach-

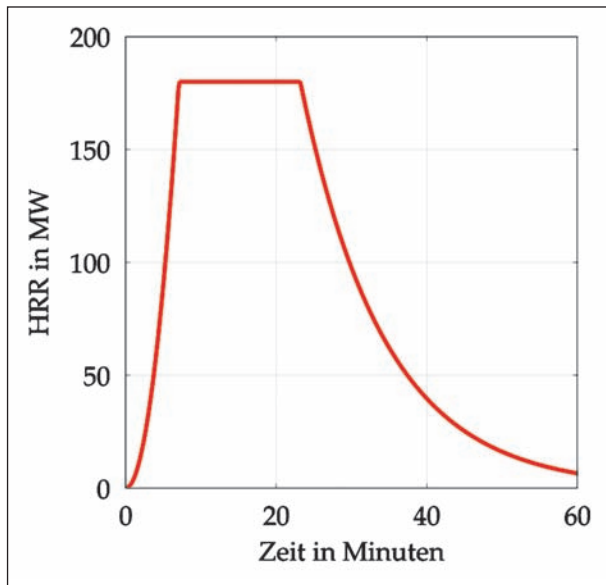


Bild 27: Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für mit Holzpaletten beladene Lkw

tet, der mit 750 Europoolpaletten beladen ist. Im Vergleich zu dem in [22] dokumentierten Versuch ist eine höhere Wärmefreisetzungsrate aufgrund des größeren Ladevolumens und der höheren Brandlast zu erwarten. Da der Brand der Europoolpaletten bzw. Holzpaletten durch einen Lachenbrand initiiert wird, ist ein sehr schneller Anstieg der Wärmefreisetzungsrate in der Brandentwicklungsphase zu erwarten. Es sei angemerkt, dass die Begriffe Holzpaletten und Europoolpaletten nachfolgend synonym verwendet werden.

In Abstimmung mit der Betreuergruppe zu diesem Forschungsvorhaben wurde der in Bild 27 dargestellte Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für die Simulationen angenommen. Es zeigt sich in den Simulationen, dass beim gleichzeitigen Brand mehrerer Fahrzeuge der Verlauf der Wärmefreisetzung aufgrund fehlenden Sauerstoffs nicht realisiert werden kann (ventilationsgesteuerter Brand). Für diese Fälle werden modifizierte Verläufe angenommen. Dazu wird der Plateauwert mit einem Faktor multipliziert und der Verlauf so verändert, dass das Integral konstant ist (konstante Brandlast) und die Vollbrandphase endet, wenn 70 % der Gesamtenergie freigesetzt wurden. Die modifizierten Verläufe sind in Bild 28 ausgewiesen. Die Angabe bzgl. des für die einzelne Simulation verwendeten Verlaufs erfolgt in Kapitel 3.8.4.

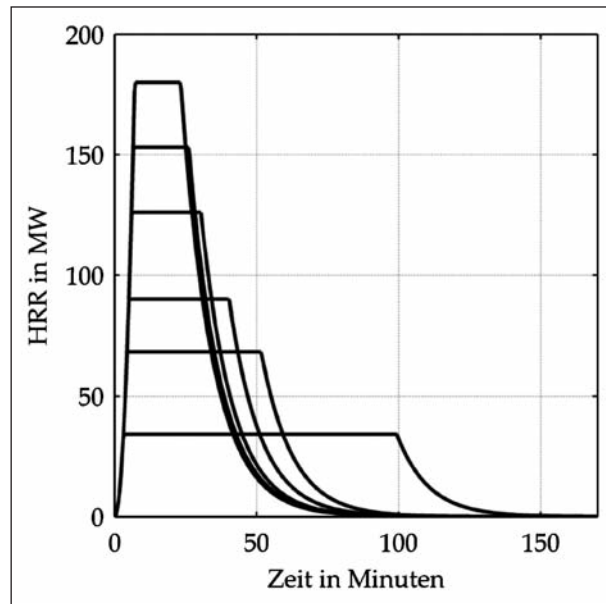


Bild 28: Modifizierte Verläufe der Wärmefreisetzungsrate für die mit Holzpaletten beladenen Lkw (Faktoren: 1,0, 0,85, 0,70, 0,50, 0,38, 0,19; jeweils von oben nach unten)

3.4 Annahmen für weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge

Der Tunnel wird sowohl für den Fall eines zweistreifigen Richtungsverkehrstunnels als auch für den Fall eines zweistreifigen Gegenverkehrstunnels untersucht. Der Lkw-Anteil beträgt ca. 15 %, sodass jedes 7. Fahrzeug ein Lkw ist, welcher als nicht durchströmbares Hindernis modelliert wurde (vgl. Bild 29). Das Strömungshindernis Lkw ist zunächst 18 m lang, 2,5 m breit und 4,0 m hoch. Bis auf den Bereich der Räder beträgt der Abstand des Lkws zur Fahrbahn 0,5 m.

Auch die Pkw werden diskret modelliert (vgl. Bild 30). Ein Pkw ist 5,0 m lang, 2,0 m breit und im Fahrgastbereich 2,0 m hoch.

Für die aus dem angenommenen Unfall resultierende Stausituation beträgt der lichte Abstand aller Fahrzeuge in Fahrtrichtung 1,0 m. Der lichte Abstand benachbarter Fahrzeuge senkrecht zur Fahrtrichtung bei Richtungsverkehr beträgt 2,0 m.

Das Verkehrsszenario im Bereich der Unfallstelle bei Gegenverkehr ist in Bild 31 dargestellt. Das entsprechende Szenario bei Richtungsverkehr zeigt Bild 32.

Bei Richtungsverkehr wird angenommen, dass sich alle Lkw, bis auf den Unfallverursachenden, auf der rechten Fahrspur befinden. Da jedes 7. Fahrzeug

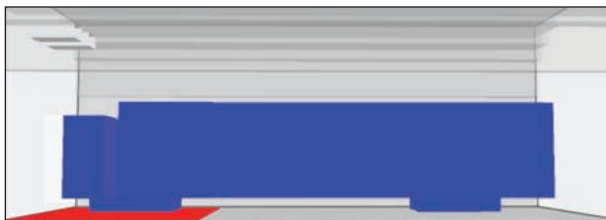


Bild 29: Strömungshindernis „Lkw“ (blau) im Bereich der Flüssigkeitslache (rot) mit an der Decke befindlichen Strahlventilatoren (grau)

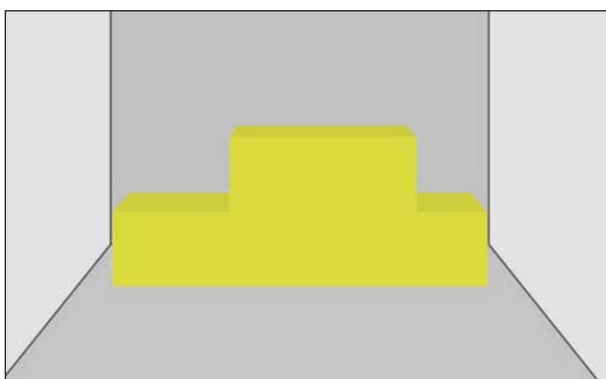


Bild 30: Strömungshindernis „Pkw“ (gelb)

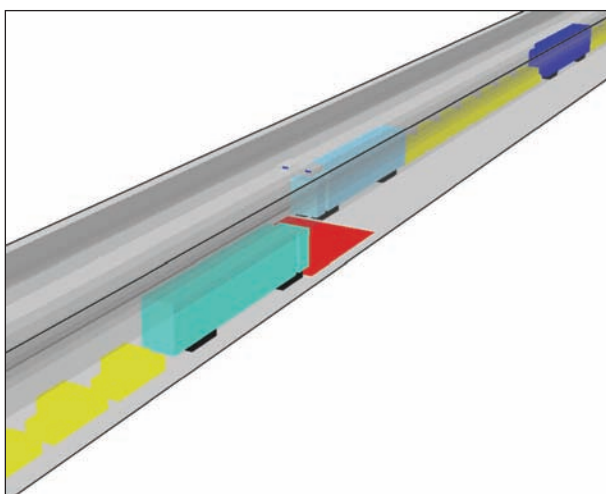


Bild 31: Verkehrsszenario am „Unfallort“ bei Gegenverkehr

ein Lkw ist, ergibt sich die in Bild 32 dargestellte Situation.

Nicht zuletzt durch den in Kapitel 2 beschriebenen Tunnelbrandversuch ist bekannt, dass es zum Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge kommen kann.

Umfangreiche Untersuchungen zum Brandüberschlag auf Pkw sind in [23] dokumentiert. Es wird ein Kriterium bestimmt, infolgedessen es zum Brand eines Pkw kommen kann. In [23] wird nachgewiesen, dass es bei einer Oberflächentempera-

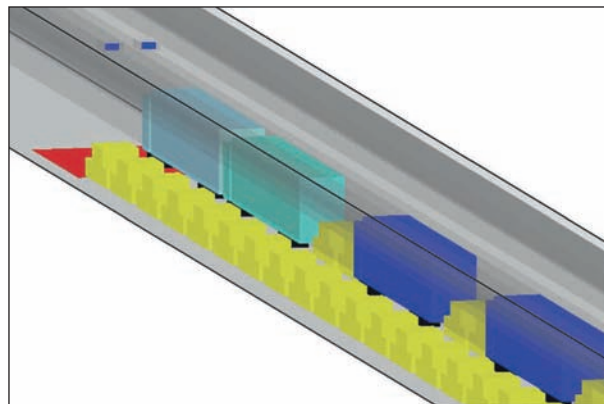


Bild 32: Verkehrsszenario am „Unfallort“ bei Richtungsverkehr

tur von ca. 400 °C zum Brandüberschlag kommt. Durch den originalmaßstäblichen Großbrandversuch konnte nachgewiesen werden, dass dieses Kriterium auch für den Brandüberschlag von der brennenden Lache auf das Fahrzeug angewendet werden kann. Dieses Kriterium wird auch für die Simulationen verwendet, wobei zusätzlich die Forderung nach einem Mindestsauerstoffgehalt von 11 % erfüllt sein muss.

In der Literatur sind Brandversuche mit dokumentiert. Durchschnittlich wird für einen sogenannten Standard-Pkw eine durchschnittliche Wärmefreisetzungsrate von 3,75 MW in der Vollbrandphase ausgewiesen (vgl. z. B. [16]). Die Brandlast wird entsprechend der genannten Quelle in den Simulationen zu 4,0 GJ angenommen.

Für sogenannte Standard-Lkw werden in Anlehnung an [14] und [16] eine durchschnittliche Brandlast von 88 GJ und eine maximale Wärmefreisetzung in der Vollbrandphase von 40 MW angenommen.

Die Verläufe der Wärmefreisetzungsraten für einen Standard-Lkw und einen Standard-Pkw sind in Bild 33 ausgewiesen.

Als Kriterium für den Brandüberschlag auf einen Lkw wird der in Bild 23 ausgewiesene Zusammenhang zwischen dem Sauerstoffgehalt und der Temperatur angenommen. Es kommt zum Brandüberschlag, wenn entweder

- ein Sauerstoffgehalt von ca. 15 % bei einer Temperatur von ca. 400 °C oder
- ein Sauerstoffgehalt von ca. 5 % bei einer Temperatur von ca. 900 °C oder
- ein Sauerstoffgehalt von ca. 1 % bei einer Temperatur von ca. 1.300 °C,

vorhanden ist.

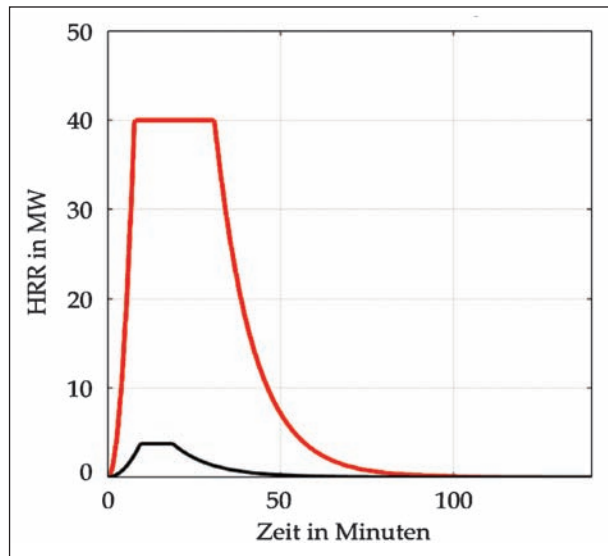


Bild 33: Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für einen Standard-Lkw (rot) und einen Standard-Pkw (schwarz)

3.5 Einflüsse aus der Tunnelnutzung

Gemäß RABT [9] werden Tunnel über 400 m Länge mit einer Zwangsbelüftung ausgestattet. Für den untersuchten Tunnel mit einer Gesamtlänge von 1.200 m werden insgesamt 10 Strahlventilatoren, jeweils paarweise im Abstand von 240 m, mittig beginnend, angeordnet (vgl. Bild 34).

Sie besitzen eine Querschnittsfläche von $1,0 \text{ m}^2$, eine Leistung von 30 kW und einen maximalen Volumenstrom von $19,6 \text{ m}^3/\text{s}$. Der lichte Abstand zwischen den beiden Strahlventilatoren beträgt im Rechteck-tunnel 7 m und im Tunnel mit Definition der geometrischen Parameter für den Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil 1,0 m. Der lichte Abstand zur Tunneldecke beträgt jeweils 0,5 m. Die Strahlventilatoren werden auch genutzt, um vor Brandbeginn die sich infolge Verkehrs und/oder Thermik im realen Tunnel einstellende Strömungsgeschwindigkeit der Luft zu erzeugen. Diese beträgt für den Gegenverkehrstunnel ca. $1,5 \text{ m/s}$ und für den Richtungsverkehrstunnel ca. $3,0 \text{ m/s}$. Um eine näherungsweise konstante Luftströmung im Tunnel zu gewährleisten, ist eine simulierte Zeitdauer von ca. 5 min vor Brandbeginn notwendig. Nach Brandentstehung fallen die zwei Ventilatoren in Brandherdnähe aus, um die Zerstörung durch das Feuer zu berücksichtigen. Alle anderen Ventilatoren gewährleisten 120 s nach Brandentstehung einen Volumenstrom von $19,6 \text{ m}^3/\text{s}$.

Es sei angemerkt, dass die Ventilatoren im Brandfall für die untersuchten Großbrandszenarien den Volumenstrom im Tunnel nicht signifikant beeinflus-



Bild 34: Strahlventilatoren (Jet Fans)

sen, da bei den betrachteten Szenarien der Einfluss der Heißgaskonvektion maßgebend ist.

3.6 CFD-Modellbildung

Die wohl komplexeste Art, Heißgastemperaturen infolge Brands zu bestimmen, sind CFD-Berechnungen. Ein CFD-Code, der speziell für brandschutztechnische Belange entwickelt wurde, ist das Feldmodell „Fire Dynamics Simulator“, kurz FDS [11]. Dieses Feldmodell wurde federführend von Kevin McGRATTAN am National Institute of Standards and Technology (NIST) in den USA entwickelt und wurde im Jahr 2000 erstmals veröffentlicht. Seither wird es stetig weiter entwickelt. Das Rechenmodell ist speziell auf die Berechnung des Rauch- und Wärmetransports während eines Brandes ausgerichtet. Hierfür wird die Navier-Stokes-Gleichung numerisch umgesetzt, wobei standardmäßig das Turbulenzmodell Large Eddy Simulation (LES) mit einbezogen wird. Das heißt, die Erhaltungsgleichungen der Masse, der Energie und des Impulses werden mithilfe der Finite-Differenzen-Methode (FDM) berechnet. Zur Berücksichtigung der thermischen Strahlung von aufgeheizten Objekten, aber auch der Heißgasstrahlung, wird die Finite-Volumen-Methode (FVM) genutzt. Das Verbrennungsmodell bestimmt, mithilfe einer einstufigen Verbrennungsreaktion, die Anteile des unverbrannten Brennstoffs sowie die Anteile der Verbrennungsprodukte in der Umgebungsluft. Zur Umsetzung der geometrischen Gegebenheit ist es erforderlich, alle Objekte mithilfe von Quadern oder Würfeln (entsprechend der Wahl des Rechengitters) zu diskretisieren.

In FDS wird direkt eine Leistung als Energiequellterm eingegeben. Dieser Quellterm wird mit dem Sauerstoffgehalt der Atmosphäre korreliert. Dies geschieht über eine zugrunde gelegte chemische Reaktionsgleichung, die den für die Verbrennung notwendigen Sauerstoff in Abhängigkeit von der über die Energiegleichung berechneten Temperaturen der Reaktionsumgebung beschreibt (vgl. Bild 23).

Da die Software FDS

- speziell auf die Untersuchung von Bränden ausgerichtet ist,
- die Ergebnisse anhand von Vergleichsberechnungen mit einem unabhängigen Programmsystem verifiziert wurden (siehe [20]),
- auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse bzgl. der Gastemperaturen und des Sauerstoffgehalts liefert und
- die Modelle und insbesondere die HRR anhand eines originalmaßstäblichen Großbrandversuchs validiert wurden,

ist die Eignung dieses Programmsystems für Untersuchungen und Szenarien im Rahmen dieses Forschungsvorhabens gegeben. Das FDS-Programmsystem wurde im Rahmen vorangegangener BAST-Forschungsvorhaben (vgl. [8, 20]) für vergleichbare Szenarien verwendet. FDS wurde außerdem in den Technischen Berichten der vfdb „Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes“ [13] als ein für die Brandsimulation geeignetes Modell benannt.

3.7 FEM-Modellbildung

Für die Berechnung des Durchwärmungsverhaltens wird die Methode der finiten Elemente verwendet.

Die den Wärmetransportvorgängen zugrunde liegenden Differentialgleichungen werden unter Beachtung der Erhaltungs- bzw. Bilanzgleichungen (z. B. Fick'sches Gesetz) durch niederwertige Ansatzfunktionen abschnittsweise approximiert. Dabei werden die räumlichen und zeitlichen Dimensionen separat behandelt. Die räumliche Approximation geschieht durch die Diskretisierung, die zeitliche durch Näherungslösungen der Zeitintegration. Die numerischen Modelle erlauben unter Verwendung der bekannten Werkstoffparameter gezielte Sensitivitätsuntersuchungen zur Ermittlung des theoretischen Einflusses eines Parameters auf eine oder mehrere Ergebnisgrößen.

Die numerische Modellierung von Wärmetransportvorgängen in Kombinationen mit mechanischen Strukturberechnungen ist ein aktuelles interdisziplinäres Themengebiet der Werkstoffwissenschaft und des Ingenieurwesens.

Alle Materialparameter werden temperaturabhängig entsprechend DIN EN 1992-1-2 berücksichtigt.

Die Materialmodelle und die Elementbeschreibungen sind konsistent linearisiert, sodass das inkrementell-iterative Lösungsverfahren quadratisch konvergiert. Da die Determinante der Koeffizientenmatrix ihr Vorzeichen nicht ändert, werden nur physikalisch sinnvolle Gleichgewichtszustände berechnet.

Das verwendete Programmsystem basiert auf Matlab. Die Elementansätze und Materialmodelle wurden anhand unabhängiger Vergleichsberechnungen mit ANSYS, Sofistik und code_aster verifiziert und anhand gemessener Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilversuchen (z. B. belasteter Tunnelbrandversuch gemäß [5]) für verschiedene Abstände zur brandbeanspruchten Oberfläche validiert (vgl. auch [8]).

3.8 Berechnungsergebnisse

3.8.1 Lachengeometrie

Die Größe der Lache wird signifikant durch die aus dem Tank austretende Flüssigkeitsmenge und die Tunneltopologie bestimmt. Der zeitliche Verlauf der Lachenoberfläche ist jeweils auf Seite 2, der zeitliche Verlauf des Lachenradius' ist jeweils auf Seite 3 der Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ausgewiesen. Die flächenmäßig größten Lachen entstehen im gleichmäßig geneigten Tunnel bei 300 kg/s austretender Flüssigkeitsmenge. Je nach Oberflächenstruktur der Fahrbahn und daraus resultierender Lachentiefe können infolge der begrenzten Sauerstoffversorgung bei der Verbrennung und der maximalen Kapazität der Entwässerung Lachen entstehen, die näherungsweise gleich lang wie der Tunnel sein können.

In Anlehnung an die Ausführungen in [20] sei an die Bedeutung der Tunnelentwässerung insbesondere für Lachenbrände erinnert. Besäße die Tunnelentwässerung eine Kapazität von 2 l/s auf der gesamten Tunnellänge bzw. eine Gesamtkapazität von 400 l/s, wäre die maximale Lachenlänge „nur“ ca. 200 m. Der Anteil der verbrennenden Flüssigkeitsmenge würde in diesem Fall deutlich weniger als 5 % betragen. Auch bei den Tunneln mit muldenförmigem Straßenlängsprofil und 300 kg/s Flüssigkeitsaustrittsmenge wird die Kapazität der Entwässerung erreicht. Trotzdem sorgt die Entwässerung bei den Tunneln mit muldenförmigem Straßenlängsprofil dafür, dass nur ein geringer Prozentsatz (ca. 5 %) der brennbaren Flüssigkeit auch ver-

brennt. Der überwiegende Teil der austretenden Flüssigkeit fließt in die Tunnelentwässerung. Dennoch würde auch hier eine Entwässerung mit größerer Kapazität die verbrennende Flüssigkeitsmenge und somit die Folgen des Brands weiter reduzieren. Anhand dieser Beispiele lässt sich die Bedeutung der Entwässerung für die Begrenzung der Folgen eines Flüssigkeitsbrands verdeutlichen. Es sei jedoch auch erwähnt, dass im ventilationsgesteuerten Fall auch Benzin verdampfen kann und im Heißgasstrom mit nach außen geführt werden könnte. Dies ist v. a. für Personen im Bereich des betreffenden Tunnelportals von erheblicher Bedeutung.

Nur bei den untersuchten Szenarien mit 20,6 kg/s Austrittsgeschwindigkeit wird die abfließende Flüssigkeitsmenge nicht durch die Kapazität der Entwässerung begrenzt. Obgleich ausreichend Sauerstoff für die Verbrennung zur Verfügung steht, fließen ca. mindestens 60 % der brennbaren Flüssigkeit in die Entwässerung ab.

Der absolute Anteil der abfließenden und verbrennenden Flüssigkeitsmenge der zugrunde liegenden Berechnung ist jeweils auf Seite 8 und der relative Anteil auf Seite 9 der jeweiligen Anlage A1-A16 bzw. B1 bis B16 dargestellt.

Der zeitliche Verlauf der Änderung des Lachenradius, welcher mit Lachenausbreitungsgeschwindigkeit bezeichnet wird, ist auf Seite 11 der jeweiligen Anlage ausgewiesen. Der Radius der Lache wächst mit Geschwindigkeiten von bis zu ca. 6,5 m/s (ca. 25 km/h). Dieser Maximalwert ist wieder bei den Tunneln mit konstanter Längsneigung und einer Flüssigkeitsaustrittsmenge von 300 kg/s festzustellen. Hingegen ist die Austrocknungsgeschwindigkeit der Lachen in Neigungstunneln nur ca. 3 m/s und damit weniger als halb so groß.

In Tabelle 3 sind die maximale Lachengröße und ein repräsentativer Wert für die Lachenausbreitungsgeschwindigkeit zusammenfassend ausgewiesen. Dabei muss nicht zwischen den Fällen A (nur der mit Holzpaletten beladene Lkw brennt zusätzlich) und B (weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge können brennen) unterschieden werden. Sich gegebenenfalls ergebende Unterschiede sind hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf das Tragwerk vernachlässigbar. In Tabelle 3 werden die Werte der jeweiligen Anlage A aufgeführt.

Bezeichnung	Maximale Lachenlänge in m	Lachenausbreitungsgeschwindigkeit in m/s
RechtNeigGV300	> 1.000	6
RechtNeigRV300	> 1.000	6
RechtNeigGV20,6	ca. 10-12	< 1
RechtNeigRV20,6	ca. 10-12	< 1
RechtMuldeGV300	ca. 90	< 1
RechtMuldeRV300	ca. 90	< 1
RechtMuldeGV20,6	ca. 10-12	< 1
RechtMuldeRV20,6	ca. 10-12	< 1
GewNeigGV300	> 1.000	6
GewNeigRV300	> 1.000	6
GewNeigGV20,6	ca. 10-12	< 1
GewNeigRV20,6	ca. 10-12	< 1
GewMuldeGV300	ca. 90	< 1
GewMuldeRV300	ca. 90	< 1
GewMuldeGV20,6	ca. 10-12	< 1
GewMuldeRV20,6	ca. 10-12	< 1

Tab. 3: Maximale Lachengröße und Lachenausbreitungsgeschwindigkeit für die 16 untersuchten Szenarien der Fälle A und B

3.8.2 Menge der abfließenden und abbrennenden Flüssigkeit

Entsprechend den in Kapitel 3.2 beschriebenen Gleichgewichtsbedingungen können sowohl Menge und relativer Anteil der abbrennenden Flüssigkeit als auch Menge und relativer Anteil der in die Entwässerung gelangten Flüssigkeit angegeben werden. Für jedes Szenario sind diese Informationen jeweils anhand der auf den Seiten 8 und 9 der entsprechenden Anlage A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ausgewiesenen Diagramme zeitabhängig ablesbar.

Besonders signifikante Unterschiede resultieren ebenfalls aus der Straßentopologie und der Austrittsgeschwindigkeit. Generell kann festgestellt werden, dass sich bei den Szenarien mit 20,6 kg/s relativ schnell ein stationärer Gleichgewichtszustand zwischen abbrennender und abfließender Flüssigkeitsmenge einerseits und ausströmender Flüssigkeitsmenge andererseits einstellt und nach Ausfließen der insgesamt 28 t das Feuer schnell erlischt. Bei Szenarien mit 300 kg/s stellt sich der Gleichgewichtszustand erst nach vergleichsweise längerer Zeitdauer ein. Das Feuer erlischt erst mehrere Minuten nach Beendigung des Flüssigkeitsaustritts (vgl. Bild 35).

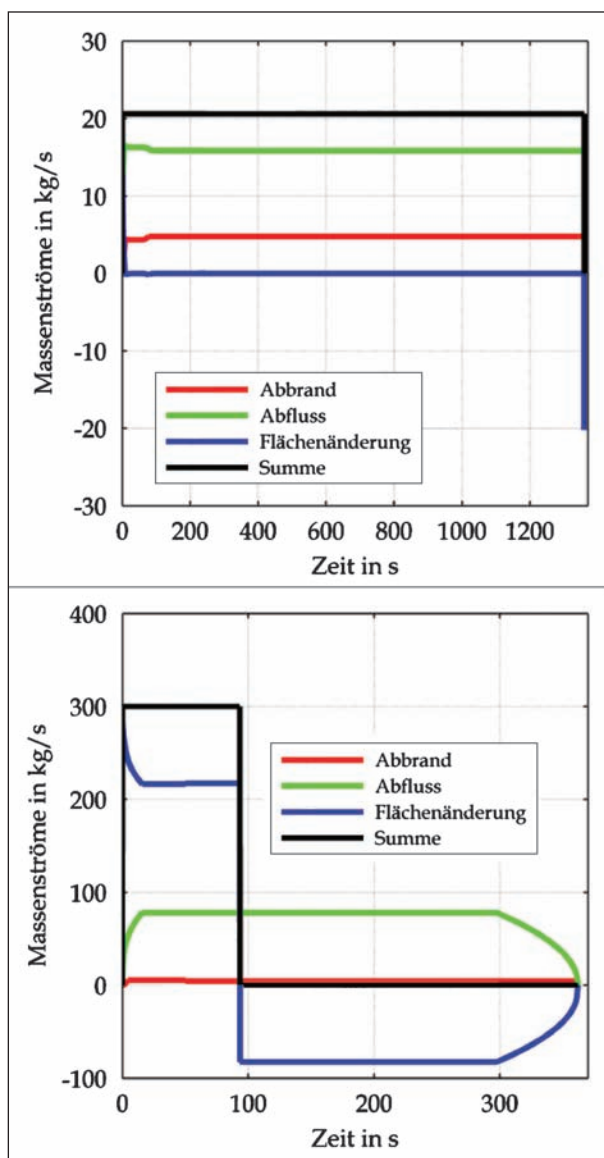


Bild 35: Vergleich des zeitlichen Verlaufs des Verhältnisses zwischen abbrennender, abfließender und ausströmender Flüssigkeitsmenge am Beispiel des Tunnels mit muldenförmigem Straßenlängsprofil, Rechteckquerschnitt und Gegenverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s (oben) und 300 kg/s (unten)

In Tabelle 4 sind repräsentative Werte für die absolute Menge und deren auf die austretende Flüssigkeit bezogenen relativen Anteil der abbrennenden und abfließenden Flüssigkeit für den Fall A zusammenfassend ausgewiesen. Es sei angemerkt, dass diese Werte denen entsprechen, die in [20] bestimmt wurden. Im Fall B, wenn eine größere Anzahl von im Tunnel befindlichen Fahrzeugen brennt, kommt es zu einer (weiteren) Verringerung der abbrennenden Flüssigkeitsmenge infolge fehlenden Sauerstoffs durch die zusätzlich brennenden Fahrzeuge, die diesen anteilig für die Verbren-

Bezeichnung	Abbrennende Flüssigkeitsmenge in kg und %	Abfließende Flüssigkeitsmenge in kg und %	Faktor k im Fall B
RechtNeigGV300	3.900/14	24.100/86	0,70
RechtNeigRV300	3.600/13	24.400/87	0,38
RechtNeigGV20,6	9.000/32	19.000/68	0,70
RechtNeigRV20,6	9.000/32	19.000/68	1,00
RechtMuldeGV300	2.000/7	26.000/93	0,70
RechtMuldeRV300	2.000/8	26.000/92	1,0
RechtMuldeGV20,6	7.300/26	20.700/74	0,70
RechtMuldeRV20,6	7.300/26	20.700/74	1,00
GewNeigGV300	4.800/17	23.200/83	0,70
GewNeigRV300	4.800/17	23.200/83	0,38
GewNeigGV20,6	9.000/32	19.000/68	0,85
GewNeigRV20,6	9.000/32	19.000/68	1,00
GewMuldeGV300	2.500/9	25.500/91	0,85
GewMuldeRV300	3.100/11	24.900/89	1,0
GewMuldeGV20,6	7.600/27	20.400/73	0,85
GewMuldeRV20,6	7.600/27	20.400/73	1,00

Tab. 4: Repräsentative Werte für die absolute Menge und deren auf die austretende Flüssigkeit bezogenen relativen Anteil der abbrennenden und abfließenden Flüssigkeit für die 16 untersuchten Szenarien im Fall A sowie abgeschätzter Abminderungsfaktor k für die abbrennende Flüssigkeitsmenge im Fall B

nung verbrauchen. Die iterativ ermittelte Verringerung der abbrennenden Flüssigkeitsmenge im Fall B ist durch den Faktor k ebenfalls in Tabelle 4 ausgewiesen. Die Menge der abfließenden Flüssigkeit erhöht sich entsprechend.

3.8.3 Branddauer

Die Branddauer der Lache wird zwar signifikant von der pro Zeiteinheit aus dem Tank austretenden Flüssigkeitsmenge und der von der Lachengröße abhängigen, in die Tunnelentwässerung abfließenden Flüssigkeitsmenge beeinflusst. Die Branddauer insgesamt wird aber vielmehr durch die Anzahl der im Tunnel befindlichen und brennenden Fahrzeuge und die Sauerstoffventilation bestimmt.

Insbesondere bei Berücksichtigung der möglichen Entzündung aller im Tunnel befindlichen Fahrzeuge resultiert ein ventilationsgesteuerter Brand, infolgedessen sich die Branddauer verlängern kann.

Bezeichnung	Entleerungszeit des Tanks in s	Branddauer des Flüssigkeitsbrands in min	
		Fall A	Fall B
RechtNeigGV300	93	5	6
RechtNeigRV300	93	5	7
RechtNeigGV20,6	1.360	23	24
RechtNeigRV20,6	1.360	23	23
RechtMuldeGV300	93	6	
RechtMuldeRV300	93	6	6
RechtMuldeGV20,6	1.360	23	
RechtMuldeRV20,6	1.360	23	23
GewNeigGV300	93	5	5
GewNeigRV300	93	5	5
GewNeigGV20,6	1.360	23	24
GewNeigRV20,6	1.360	23	23
GewMuldeGV300	93	6	6
GewMuldeRV300	93	6	6
GewMuldeGV20,6	1.360	23	24
GewMuldeRV20,6	1.360	23	23

Tab. 5: Zeit bis zum vollständigen Entleeren des Tanks und Branddauer des Lachenbrands im Fall A und Fall B für die 16 untersuchten Szenarien

Für jedes Szenario kann die Branddauer der Flüssigkeitslache jeweils auf den Abzissen der auf den Seiten 2 bis 13 ausgewiesenen Diagramme der entsprechenden Anlage A1 bis A16 und B1 bis B16 abgelesen werden. Die Branddauern der reinen Flüssigkeitslache ist unabhängig von der tatsächlichen Branddauer im Tunnel, die maßgeblich durch den mit Holzpaletten beladenen Lkw sowie die weiteren im Tunnel befindlichen Fahrzeuge bestimmt wird, sind in Tabelle 5 zusammengefasst. Die Branddauer im Fall B (mit möglicher Entzündung weiterer im Tunnel befindlicher Fahrzeuge) verlängert sich nur um wenige Sekunden bzw. Minuten und ist ebenfalls in Tabelle 5 ausgewiesen.

Die tatsächliche Branddauer, insbesondere die Branddauer der Fahrzeuge, ist aufgrund des experimentell zu beobachtenden und deshalb bei der Modellierung im Ansatz berücksichtigten exponentiellen Funktionsverlaufs der Brandabklingphase nicht eindeutig feststellbar, da sich die Funktion asymptotisch gegen null annähert. Daher wird die Branddauer nur aus dem Verlauf der Wärmefreisetzungsrate abgeschätzt. Sie ist definiert als Zeit-

Bezeichnung	Branddauer in min	Anz. brenn. Pkw	Anz. brenn. Lkw	Faktor k
RechtNeigGV300	57	0	1	1,00
RechtNeigRV300	57	0	1	1,00
RechtNeigGV20,6	57	0	1	1,00
RechtNeigRV20,6	57	0	1	1,00
RechtMuldeGV300	57	0	1	1,00
RechtMuldeRV300	57	0	1	1,00
RechtMuldeGV20,6	57	0	1	1,00
RechtMuldeRV20,6	57	0	1	1,00
GewNeigGV300	57	0	1	1,00
GewNeigRV300	57	0	1	1,00
GewNeigGV20,6	57	0	1	1,00
GewNeigRV20,6	57	0	1	1,00
GewMuldeGV300	57	0	1	1,00
GewMuldeRV300	57	0	1	1,00
GewMuldeGV20,6	57	0	1	1,00
GewMuldeRV20,6	57	0	1	1,00

Tab. 6: Abgeschätzte Branddauer, Anzahl brennender Pkw und Lkw sowie abgeschätzter Abminderungsfaktor k für die abbrennenden Fahrzeuge, inkl. Ladung, im Fall A für die 16 untersuchten Szenarien

punkt, an dem die Wärmefreisetzungsrate kleiner als 1 % der Brandleistung gemäß RABT-Definition nach Tabelle 8 bzw. Tabelle 9 ist.

Da die Branddauer maßgeblich von der Anzahl der brennenden im Tunnel befindlichen Fahrzeuge beeinflusst wird, ist in Tabelle 6 sowohl die Anzahl brennender Pkw als auch Lkw mit aufgeführt. Im Fall A brennt ausschließlich der mit Holz beladene Lkw.

Im Fall A entzündet sich der mit Holzpaletten beladene Lkw nach sehr kurzer Zeit. Für den Fall B ist der zeitliche Verlauf des Brandüberschlags auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge als Anzahl brennender Pkw und Lkw jeweils auf Seite 75 der entsprechenden Anlage B1 bis B16 ausgewiesen. Es sind signifikante Unterschiede zwischen den Szenarien festzustellen (vgl. auch Tabelle 6 und Tabelle 7).

Der in Tabelle 6 und Tabelle 7 ausgewiesene Faktor k bezieht sich auf den Verlauf der HRR gemäß Bild 28. Der Faktor k beeinflusst durch den gewählten Ansatz direkt die Branddauer. Je geringer der

Bezeichnung	Brand-dauer in min	Anz. brenn. Pkw	Anz. brenn. Lkw	Faktor k
RechtNeigGV300	85	133	19	0,38
RechtNeigRV300	148	242	35	0,25
RechtNeigGV20,6	103	65	11	0,50
RechtNeigRV20,6	60	3	1	1,00
RechtMuldeGV300	103	73	12	0,50
RechtMuldeRV300	66	9	2	1,00
RechtMuldeGV20,6	103	72	11	0,50
RechtMuldeRV20,6	60	2	1	1,00
GewNeigGV300	66	126	18	0,38
GewNeigRV300	85	250	35	0,25
GewNeigGV20,6	85	65	10	0,85
GewNeigRV20,6	57	3	1	1,00
GewMuldeGV300	104	70	12	0,50
GewMuldeRV300	11	9	1	1,00
GewMuldeGV20,6	116	66	11	0,50
GewMuldeRV20,6	57	2	1	1,00

Tab. 7: Abgeschätzte Branddauer, Anzahl brennender Pkw und Lkw sowie abgeschätzter Abminderungsfaktor k für die abbrennenden Fahrzeuge, inkl. Ladung, im Fall B für die 16 untersuchten Szenarien

Faktor k ist, desto länger wird die Branddauer. Die Branddauern selbst sind relativ kurz, da der Brandüberschlag auf die im Tunnel befindlichen Fahrzeuge sehr schnell bzw. in den ersten Minuten des Brands erfolgt.

3.8.4 Wärmefreisetzungsrates und freigesetzte Gesamtenergie

Die unter Beachtung der Ventilationsbedingungen mittels FDS berechneten zeitlichen Verläufe der Wärmefreisetzungsrates sind jeweils auf Seite 14 bzw. Seite 15 der jeweiligen Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ausgewiesen.

Die Wärmefreisetzungsrates wird jeweils sowohl durch die zeitliche Änderung des räumlichen Integrals der Energiedichte bestimmt (in den Diagrammen rot gekennzeichnet) als auch durch die pro Zeiteinheit an den Modellgrenzen festzustellenden Energieverluste infolge Konvektion, Strahlung und Wärmeleitung (in den Diagrammen blau gekennzeichnet).

Die Darstellung auf Seite 15 der jeweiligen Anlage beinhaltet im Vergleich zur Darstellung auf Seite 14 zusätzlich Informationen bzgl. der Gesamtenergiefreisetzung als Integral der HRR über die Zeit, wiederum jeweils für die beiden o. g. Verläufe der Wärmefreisetzungsrates. Der Unterschied sowohl im Verlauf als auch im Integral zwischen beiden Verfahren zur Berechnung der HRR ist sehr gering. Weiterhin sind im Diagramm auf Seite 15 der jeweiligen Anlage zwei Verhältniswerte ausgewiesen. Diese kennzeichnen das Verhältnis der nach beiden Verfahren berechneten Gesamtenergiefreisetzung zur theoretisch möglichen Energiefreisetzung als Summe der Brandlasten der abbrennenden Flüssigkeit des mit Holzpaletten beladenen Lkw und der brennenden Pkw und Lkw.

Es ist zu erkennen, dass durch das gewählte iterative Vorgehen bei der Bestimmung der jeweiligen HRR-Verläufe eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den in der Simulation realisierten und theoretisch möglichen Energiefreisetzungsrates erreicht wurde. Damit ist auch sichergestellt, dass auf der sicheren Seite liegend die Brandlast innerhalb des Tunnels in Wärme umgesetzt wurde. Sofern sich in Realität brennbare Gase im (sauerstoffarmen bzw. sauerstofffreien) Abgasstrom befinden sollten, die sich außerhalb des Tunnels aufgrund des Sauerstoffzutritts und der hohen Temperaturen entzünden sollten, würde sich die thermische Beanspruchung der Tunneltragstruktur reduzieren. Die gewählte Modellierung bildet daher das „Worst-Case“-Szenario ab.

Wie schon in [20] können bei den Tunneln mit konstanter Längsneigung und einer Austrittsmenge von 300 kg/s kurzzeitig Wärmefreisetzungsrates im Gigawattbereich festgestellt werden (vgl. Bild 36). Ursache hierfür ist die relativ große Lachenausbreitungsgeschwindigkeit, sodass die Lache schnell tunnelabwärts und damit in Bereiche mit ausreichend Sauerstoff wächst und die Flüssigkeit dort verbrennen kann. Diese hohen Wärmefreisetzungsrates sind jedoch nur sehr kurzzeitig festzustellen, sodass daraus kein direkter Rückschluss auf sogenannte Bemessungsbrände sinnvoll ist.

Vielmehr ist gerade bei dem in Bild 36 dargestellten Beispiel ein aus dem Abbrand des mit Holz beladenen Lkw resultierendes Plateau der Wärmefreisetzungsrates festzustellen, welche als Brandleistung für die statisch-konstruktive Bemessung definiert werden kann.

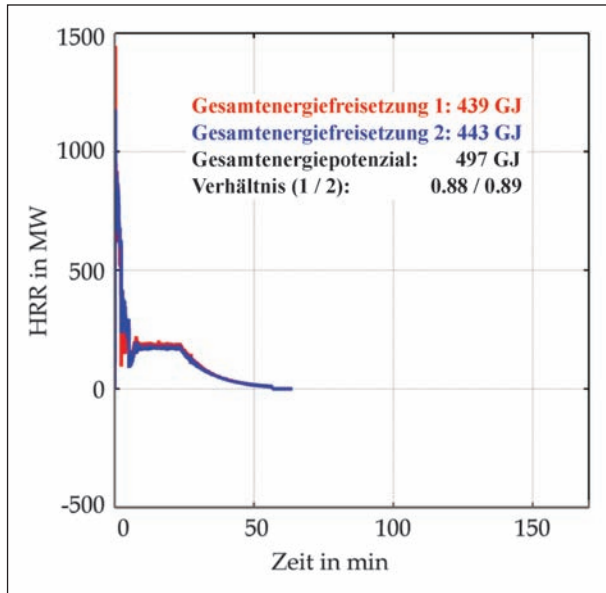


Bild 36: Zeitlicher Verlauf der Wärmefreisetzungsrate am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Gewölbequerschnitt und Gegenverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 300 kg/s im Fall A

Alle untersuchten Szenarien weisen in den ersten, durch den Flüssigkeitslachenbrand dominierten Minuten durchschnittliche Wärmefreisetzungsraten von bis zu ca. 600 MW auf und entsprechen damit mindestens denen in [20] festgestellten. Nach erfolgtem Brandüberschlag auf den mit Holzpaletten beladenen Lkw und ggf. die weiteren im Tunnel befindlichen Fahrzeuge wird die HRR entweder durch die HRR der Fahrzeuge und der Flüssigkeitslache (im Fall von 20,6 kg/s Austrittsgeschwindigkeit) oder durch die Ventilationsbedingungen bestimmt.

In Tabelle 8 sind repräsentative Werte für die maximale Wärmefreisetzungsrate (HRR), die Brandleistung gemäß Definition der RABT, Kapitel 4.3.2, und die freigesetzte Gesamtenergiemenge für den Fall A und in Tabelle 9 für den Fall B zusammenfassend ausgewiesen.

Die Brandleistung gemäß Definition der RABT, Kapitel 4.3.2, „ist die Leistung, die nur während einer kurzen Zeit von wenigen Minuten erreicht oder überschritten wird“ (vgl. [9]). In Tabelle 8 wird diese Definition für die Auswertung der HRR genutzt, wobei die Zeitangabe mit etwa 2 Minuten konkretisiert wird. Die maximale Wärmefreisetzungsrate ist definiert durch die Leistung, die 30 s erreicht oder überschritten wird.

Diese HRR entsprechen in etwa den für obere Grenzwerte ausgewiesenen Literaturangaben (vgl. z. B. [14, 16]).

Bezeichnung	Maximale Wärmefreisetzungsrate (HRR) in MW	Brandleistung nach RABT-Definition in MW	Gesamtenergiemenge in GJ
RechtNeigGV300	640	400	460
RechtNeigRV300	840	320	440
RechtNeigGV20,6	470	460	680
RechtNeigRV20,6	440	430	680
RechtMuldeGV300	270	230	370
RechtMuldeRV300	380	350	370
RechtMuldeGV20,6	430	420	610
RechtMuldeRV20,6	420	410	610
GewNeigGV300	830	570	500
GewNeigRV300	1150	570	500
GewNeigGV20,6	460	450	680
GewNeigRV20,6	430	430	680
GewMuldeGV300	370	340	400
GewMuldeRV300	440	410	420
GewMuldeGV20,6	440	430	620
GewMuldeRV20,6	410	410	620

Tab. 8: Maximale Wärmefreisetzungsrate (HRR), Brandleistung nach RABT-Definition und die freigesetzte Gesamtenergiemenge des Lachenbrands für die 16 untersuchten Szenarien im Fall A

Generell ist festzustellen, dass die HRR bei allen Szenarien mit entweder hoher Flüssigkeitsaustrittsgeschwindigkeit oder hoher Anzahl brennender Fahrzeuge durch die Sauerstoffversorgung beschränkt ist. Anders als in [20] kann kein allgemeingültiger oberer Grenzwert für die freigesetzte Gesamtenergie, welche gemäß

$$E = \int \dot{Q}(t) dt \quad (5)$$

bestimmt werden kann, angegeben werden, da die Brandlast zusätzlich von der Anzahl sich entzündender Fahrzeuge abhängig ist.

Für den Tunnelnutzer stellen Tunnel mit konstanter Längsneigung und Austrittsmengen von 300 kg/s aufgrund der schnellen Brandausbreitung und der Verpuffung die größte Gefahr dar. Die Szenarien mit Austrittsmengen von 20,6 kg/s beanspruchen auch infolge des Brands des mit Holzpaletten beladenen Lkw und unabhängig von der Anzahl weiterer brennender Fahrzeuge die Tragkonstruktion am stärksten.

Bezeichnung	Maximale Wärmefreisetzungsrate (HRR) in MW	Brandleistung nach RABT-Definition in MW	Gesamtenergiemenge in GJ
RechtNeigGV300	970	480	2.520
RechtNeigRV300	950	400	4.310
RechtNeigGV20,6	540	530	1.700
RechtNeigRV20,6	440	440	690
RechtMuldeGV300	420	420	1.610
RechtMuldeRV300	380	350	500
RechtMuldeGV20,6	500	500	1.680
RechtMuldeRV20,6	420	420	620
GewNeigGV300	1.270	750	2.430
GewNeigRV300	1.520	820	4.360
GewNeigGV20,6	750	730	1.670
GewNeigRV20,6	440	430	690
GewMuldeGV300	460	440	1.630
GewMuldeRV300	510	450	460
GewMuldeGV20,6	560	560	1.710
GewMuldeRV20,6	420	410	630

Tab. 9: Maximale Wärmefreisetzungsrate (HRR), Brandleistung nach RABT-Definition und die freigesetzte Gesamtenergiemenge des Lachenbrands für die 16 untersuchten Szenarien im Fall B

Die ermittelten Wärmefreisetzungsraten stimmen weitestgehend gut mit den Literaturangaben überein (vgl. z. B. [16]). Die Szenarien mit Austrittsmengen von 300 kg/s und Tunneln mit konstanter 3%iger Längsneigung weisen höhere Wärmefreisetzungsraten, zumindest in den ersten Minuten des Brands, auf. Hingegen ergeben sich bzgl. der freigesetzten Gesamtenergie v. a. bei den Bränden mit Brandüberschlag auf mehrere Fahrzeuge z. T. sehr große Werte. Bei deren Bewertung ist zu beachten, dass bei allen Szenarien ein (nahezu) vollständiger Abbrand der gesamten Brandlast unabhängig von der Branddauer sichergestellt wird. Sofern eine Brandbekämpfung erfolgen würde, verringert diese die freigesetzte Gesamtenergiemenge.

Die Unterschiede in der Gesamtenergie resultieren v. a. aus der Anzahl brennender Fahrzeuge. Hingegen werden die maximale Wärmefreisetzungsrate und die Brandleistung gemäß RABT-Definition durch den Flüssigkeitsbrand in den ersten Minuten des Brands bestimmt.

3.8.5 Adiabate Bauteiltemperaturen

Adiabate Temperaturen beinhalten sowohl den konvektiven Anteil als auch den Anteil der Strahlung und sind deshalb die idealen Eingangsgrößen für die Berechnung des Durchwärmungsverhaltens der Bauteile mittels numerischer Simulationen (vgl. z. B. [15]). Jeweils auf Seite 16 der entsprechenden Anlage A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist rot die maximal auftretende adiabate Deckentemperatur in Abhängigkeit vom Ort innerhalb des Tunnels aufgetragen. Schwarz dargestellt sind die an einem Tunnelabschnitt festgestellten mittleren adiabaten Deckentemperaturen, die in bestimmten Zeitdauern vorherrschen bzw. überschritten werden.

Jeweils auf Seite 17 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist rot die maximal auftretende adiabate Wandtemperatur in 3 m Höhe über der Fahrbahn in Abhängigkeit vom Ort innerhalb des Tunnels aufgetragen. Schwarz dargestellt sind die an einem Tunnelabschnitt festgestellten mittleren adiabaten Wandtemperaturen in 3 m Höhe, die in bestimmten Zeitdauern vorherrschen bzw. überschritten werden.

Signifikante Unterschiede sind wieder zwischen den Szenarien mit ortsfester Lache (Austrittsmengen von 20,6 kg/s oder muldenförmiges Straßenlängsprofil) und den Tunneln mit konstanter Längsneigung und Austrittsgeschwindigkeiten von 300 kg/s sowie zwischen Gegenverkehrs- und Richtungsverkehrstunneln festzustellen. Während bei den Szenarien mit ortsfester Lache sehr große Temperaturen über der Lache und dem brennenden mit Holzpaletten beladenen Lkw und im Bereich der abziehenden Heißgase festzustellen sind, treten bei Tunneln mit konstanter Längsneigung und Austrittsgeschwindigkeiten von 300 kg/s nahezu über die gesamte Tunnellänge extrem hohe Maximaltemperaturen (vgl. Bild 37) auf, die im Vergleich zu [20] durch die zusätzlichen im Tunnel befindlichen und brennenden Fahrzeuge höher sind. Signifikant unterscheiden sich jedoch die Temperaturen, welche in bestimmten Zeitdauern überschritten werden. Es ist zu erkennen, dass durch den ventilationsgesteuerten Brandverlauf bei Bränden mit einer großen Anzahl brennender Fahrzeuge zwar über nahezu den gesamten Tunnel sehr hohe Temperaturen über einen längeren Zeitraum auftreten, diese aber tendenziell geringer sind als die örtlich auftretenden Temperaturen bei einem Brand mit begrenzter Ausbreitung.

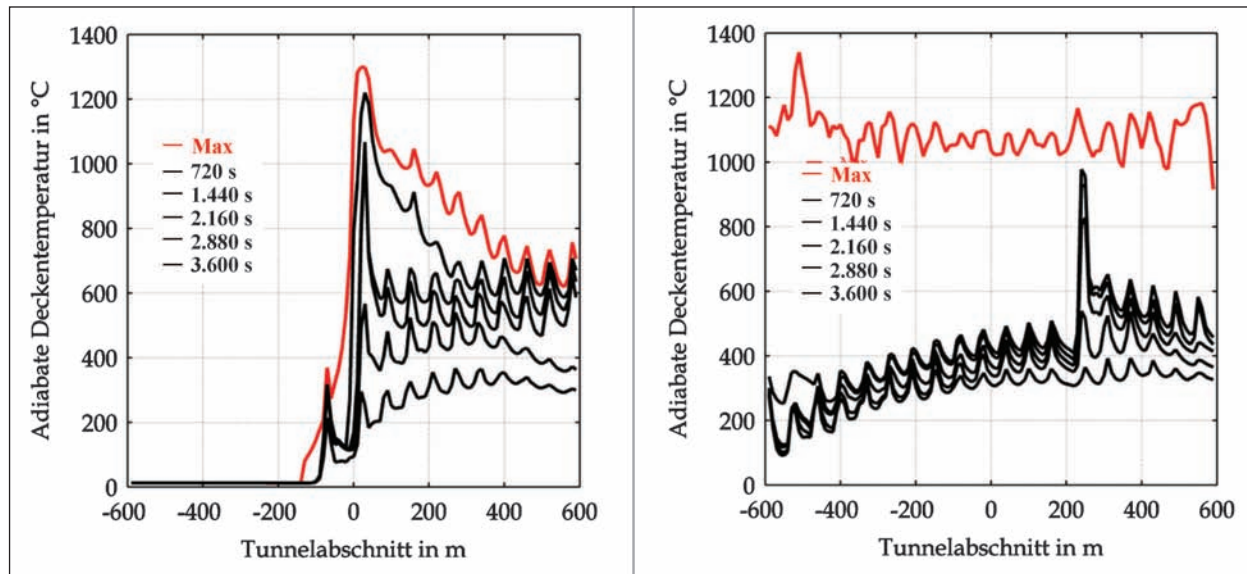


Bild 37: Adiabate Decktemperaturen in Abhängigkeit von der Position im Tunnel und der Einwirkungsdauer am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Rechteckquerschnitt und Gegenverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s (links) und 300 kg/s (rechts) jeweils im Fall B

Bezeichnung	Maximale adiabate Bauteiloberflächen-temperatur in °C [20]	Maximale adiabate Bauteiloberflächen-temperatur in °C Fall A	Maximale adiabate Bauteiloberflächen-temperatur in °C Fall B
RechtNeigGV300	1.250	1.300	1.300
RechtNeigRV300	1.300	1.300	1.300
RechtNeigGV20,6	1.350	1.350	1.300
RechtNeigRV20,6	1.300	1.300	1.300
RechtMuldeGV300	1.400	1.300	1.350
RechtMuldeRV300	1.500	1.300	1.400
RechtMuldeGV20,6	1.300	1.400	1.400
RechtMuldeRV20,6	1.200	1.350	1.350
GewNeigGV300	1.350	1.400	1.400
GewNeigRV300	1.300	1.300	1.300
GewNeigGV20,6	1.350	1.150	1.200
GewNeigRV20,6	1.100	1.050	1.050
GewMuldeGV300	1.300	1.400	1.300
GewMuldeRV300	1.400	1.400	1.350
GewMuldeGV20,6	1.350	1.350	1.400
GewMuldeRV20,6	1.100	1.050	1.050

Tab. 10: Maximalwerte der adiabaten Bauteiloberflächen-temperatur für den reinen Flüssigkeitslachenbrand gemäß [20] sowie die Fälle A und B für die 16 untersuchten Szenarien

In Tabelle 10 sind die Maximalwerte der adiabaten Bauteiloberflächen-temperaturen von Wand und Decke für die

Fälle A und B zusammenfassend ausgewiesen. Es ist festzustellen, dass die Maximalwerte der Bauteiloberflächen-temperaturen trotz der signifikant höheren Brandlast durch den mit Holzpaletten beladenen Lkw (Fall A) sowie ggf. zusätzliche Pkw und Lkw (Fall B) nicht signifikant steigen. In Einzelfällen entstehen sogar etwas geringere Maximaltemperaturen durch die räumlich günstiger verteilte Brandlast.

3.8.6 Temperatur-Zeit-Verläufe

Temperatur-Zeit-Verläufe charakterisieren einen Brand und die Beanspruchung der Tragkonstruktion. An jedem Ort des Tunnels ist ein anderer Temperatur-Zeit-Verlauf festzustellen. Insofern muss ein repräsentativer noch ausreichend auf der sicheren Seite liegender Verlauf bestimmt werden, der als Eingangsgröße für die Berechnung des Durchwärmungsverhaltens und damit als Eingangsparameter für die Heißbemessung dient.

Als Vergleichsgröße dienen der ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf und der verlängerte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf (siehe [17]). Für die jeweils auf Seite 18 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 über die Tunnellänge ausgewiesenen Energieeinträge ist der Mittelwert des Integrals der adiabaten Bauteiloberflächen-temperatur über die Branddauer auf den Energieeintrag der ZTV-ING-Kurve bis zum Zeitpunkt 30 min und bis zum Zeitpunkt 150 min bezogen (Kriterium 1).

Jeweils auf Seite 19 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die Zeitdauer in Abhängigkeit vom betrachteten Tunnelabschnitt ausgewiesen, innerhalb derer die über die Tunnelbreite gemittelte adiabate Bauteiloberflächentemperatur den kritischen Wert von 1.200 °C (Kriterium 2) sowie zusätzlich informativ den Wert von 1.350 °C überschreitet.

Jeweils auf Seite 20 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die Zeitdauer in Abhängigkeit vom betrachteten Tunnelabschnitt ausgewiesen, innerhalb derer der Energieeintrag, als Integral der über die Tunnelbreite gemittelten adiabaten Bauteiloberflächentemperatur über die ausgewiesene Zeitdauer den Energieeintrag der ZTV-ING-Kurve bei gleicher Zeitdauer überschreitet (Kriterium 3).

Jeweils auf Seite 21 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 sind die Temperatur-Zeit-Verläufe der Orte mit den Maximalwerten der Kriterien 1 bis 3 sowie der Temperatur-Zeit-Verlauf des Orts der absolut größten Bauteiloberflächentemperatur ausgewiesen.

Diese Temperatur-Zeit-Verläufe werden bewertet und sind in abstrahierter, d. h. geglätteter und im Verlauf auf wenige Unstetigkeitsstellen beschränkter, Form jeweils auf Seite 70 der entsprechenden Anlage A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ausgewiesen. Zur Einordnung sind der ZTV-ING- und der verlängerte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf mit dargestellt.

Bild 38 zeigt exemplarisch die numerische ermittelten Temperatur-Zeit-Zusammenhänge und den bewerteten Verlauf am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Gewölbequerschnitt und Richtungsverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s im Fall B.

Es ist generell festzustellen, dass die Temperaturanstiege teilweise noch schneller erfolgen als bei dem ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf. Der Temperaturanstieg kann am ehesten mit dem der RWS-Kurve oder der modifizierten Hydrocarbonkurve verglichen werden. Letztere weist schon nach einer Minute eine Temperatur von 890 °C auf. Die Äquivalenz ist auch aufgrund der inhaltlichen Übereinstimmung zur Beschreibung des Sachverhalts „Flüssigkeitsbrand mit Kohlenwasserstoff“ angebracht.

Die bewerteten Temperatur-Zeit-Kurven (TZK) approximieren die für verschiedene Punkte festzustel-

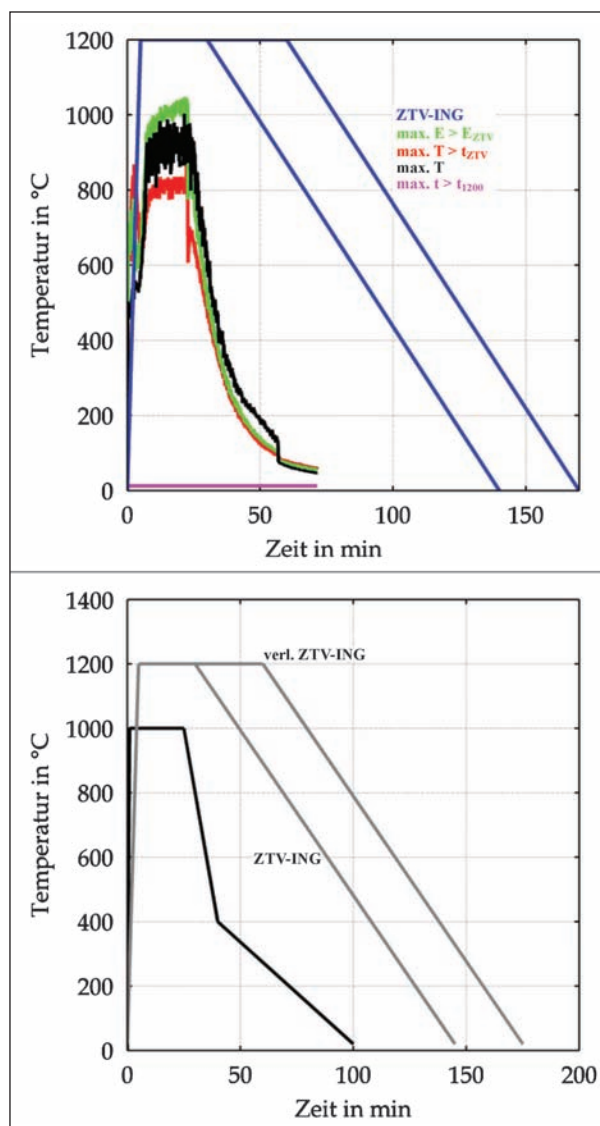


Bild 38: Mittels CFD-Simulation an bestimmten Punkten ermittelte Temperatur-Zeit-Verläufe (oben) und bewerteter Verlauf (unten) im Vergleich zur ZTV-ING- bzw. RWS-Kurve am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Gewölbequerschnitt und Richtungsverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s im Fall B

lenden Verläufe der adiabaten Bauteiloberflächentemperatur generell auf der sicheren Seite. Dennoch sollen diese bewerteten TZK verwendet werden, um das Temperaturänderungsintegral als Integral der adiabaten Bauteiloberflächentemperatur über die Zeit mit dem Temperaturänderungsintegral der ZTV-ING- bzw. verlängerten ZTV-ING-Kurve zu vergleichen.

In Tabelle 11 sind die auf die Temperaturänderungsintegrale der ZTV-ING- und den verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf bezogenen Temperaturänderungsintegrale der bewerteten TZK für die Fälle A und B ausgewiesen.

Bezeichnung	Auf ZTV-ING-Kurve bezogenes Temperaturintegral in %		Auf verläng. ZTV-ING-Kurve bezogenes Temperaturintegral in %	
	A	B	A	B
RechtNeigGV300	53	20	39	15
RechtNeigRV300	55	21	40	15
RechtNeigGV20,6	52	20	38	15
RechtNeigRV20,6	55	53	40	39
RechtMuldeGV300	54	20	40	15
RechtMuldeRV300	57	54	42	40
RechtMuldeGV20,6	56	20	41	15
RechtMuldeRV20,6	57	55	42	40
GewNeigGV300	52	20	38	15
GewNeigRV300	20	20	15	15
GewNeigGV20,6	44	20	32	15
GewNeigRV20,6	45	47	33	35
GewMuldeGV300	53	20	39	15
GewMuldeRV300	52	54	38	40
GewMuldeGV20,6	51	21	37	15
GewMuldeRV20,6	45	47	33	35

Tab. 11: Auf den ZTV-ING- und den verlängerte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf bezogenes Temperaturänderungsintegral der Fälle A und B für die 16 untersuchten Szenarien

Es ist festzustellen, dass aus allen untersuchten Szenarien kleinere Temperaturintegrale resultieren als aus dem ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf und damit auch generell kleinere als aus dem verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf.

3.8.7 Durchwärmungsverhalten

Die bewerteten Temperatur-Zeit-Kurven (TZK) dienen als Eingangsgröße für die Berechnung des zeitabhängigen Durchwärmungsverhaltens. Die Berechnungen erfolgen mit den in Kapitel 3.7 beschriebenen Finite-Elemente-Modellen unter Verwendung einer geeigneten Diskretisierung. Die temperaturabhängigen Materialparameter sind gemäß DIN EN 1992-1-2 (2010) berücksichtigt (vgl. auch Bild 39).

Jeweils auf Seite 99 der entsprechenden Anlagen 1 bis 16 sind die Bauteiltemperaturen im Abstand von 1 cm, 2 cm, 3 cm usw. von der brandbeanspruchten Bauteiloberfläche infolge des bewerteten Temperatur-Zeit-Verlaufs in Abhängigkeit von der Zeit

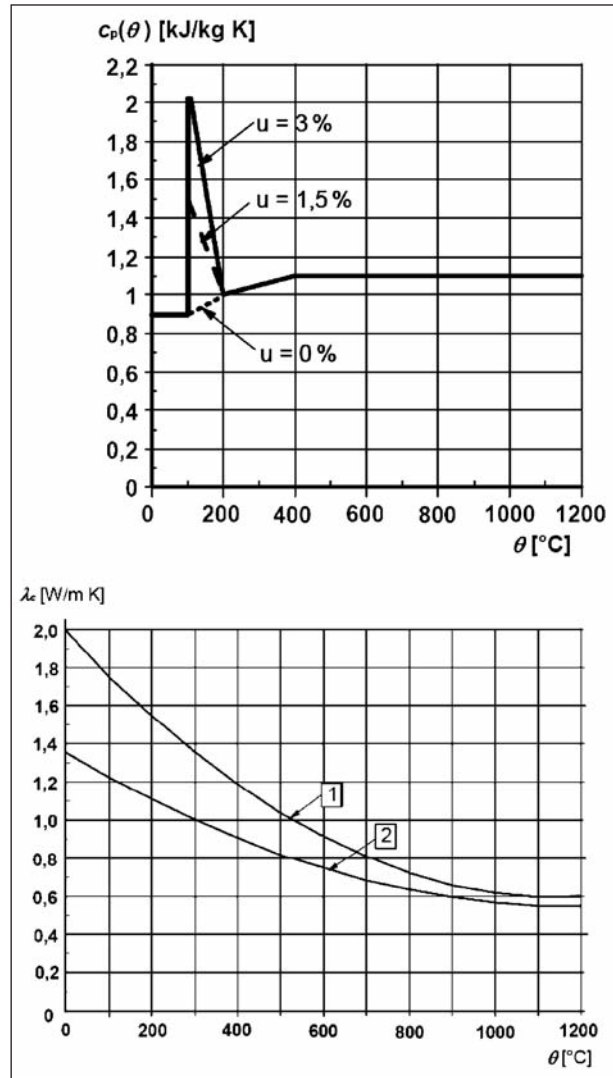


Bild 39: Spezifische Wärme von Beton mit quarzhaltigem Zuschlag in Abhängigkeit von der Temperatur (oben) und obere (1) und untere Grenze (2) der thermischen Leitfähigkeit von Beton gemäß [18]

ausgewiesen. Weiterhin sind die aus dem ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf resultierenden Bauteiltemperaturen bei jeweils gleichen Abständen zur brandbeanspruchten Oberfläche ausgewiesen.

Bild 40 zeigt den zeitlichen Verlauf der Bauteiltemperaturen in unterschiedlichen Abständen zur brandbeanspruchten Oberfläche im Vergleich zu den Bauteiltemperaturen infolge eines ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Rechteckquerschnitt und Gegenverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s im Fall B.

In Tabelle 12 sind die Zeitpunkte zusammenfassend ausgewiesen, bei denen die Bauteiltemperaturen in 1 cm bzw. 6 cm Abstand zur brandbeanspruchten Oberfläche infolge des bewerteten, kon-

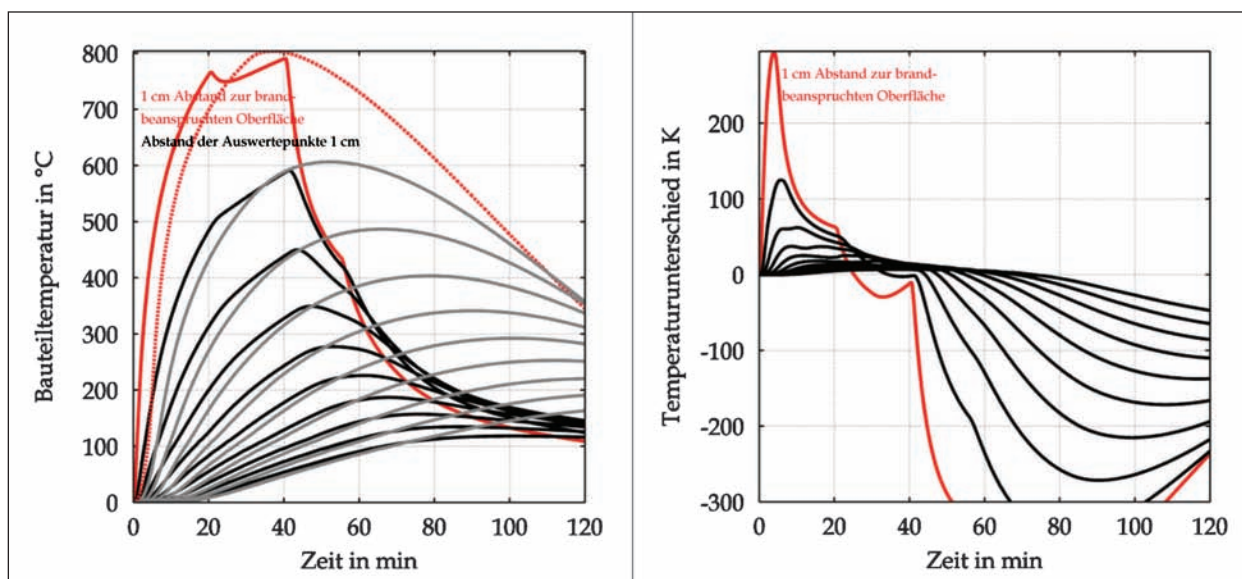


Bild 40: Zeitlicher Verlauf der Bauteiltemperaturen in unterschiedlichen Abständen zur brandbeanspruchten Oberfläche (links) infolge bewerteten Temperatur-Zeit-Verlaufs (schwarz) und ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs (grau) sowie der zeitliche Verlauf der Differenz der Bauteiltemperaturen (rechts) am Beispiel des Tunnels mit konstanter Längsneigung, Rechteckquerschnitt und Gegenverkehr für die Austrittsgeschwindigkeit von 20,6 kg/s im Fall B

Bezeichnung	Zeitpunkt bei Temperaturgleichheit in 1 cm Tiefe in min		Zeitpunkt bei Temperaturgleichheit in 6 cm Tiefe in min	
	A	B	A	B
RechtNeigGV300	27	10	43	36
RechtNeigRV300	27	10	44	24
RechtNeigGV20,6	22	25	39	54
RechtNeigRV20,6	27	27	44	43
RechtMuldeGV300	27	14	43	48
RechtMuldeRV300	27	26	44	41
RechtMuldeGV20,6	27	27	45	56
RechtMuldeRV20,6	27	27	44	44
GewNeigGV300	27	20	45	46
GewNeigRV300	27	10	44	24
GewNeigGV20,6	10	21	23	39
GewNeigRV20,6	10	10	32	32
GewMuldeGV300	27	10	45	27
GewMuldeRV300	27	26	45	41
GewMuldeGV20,6	14	10	37	33
GewMuldeRV20,6	10	10	32	32

Tab. 12: Zeitpunkte für die 16 untersuchten Szenarien der Fälle A und B, bei denen die Bauteiltemperaturen in einer Tiefe von 1 cm bzw. 6 cm, gemessen von der brandbeanspruchten Oberfläche, infolge bewertetem Temperatur-Zeit-Verlauf und ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf gleich sind

servativ abgeschätzten Temperatur-Zeit-Verlaufs für die untersuchten Brandszenarien und ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs gleich sind.

In [20] wurde festgestellt, dass die Bauteiltemperaturen infolge des ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs nach ca. 15 min höher sind als infolge der untersuchten Flüssigkeitslachenbrände. Wie in Tabelle 12 ersichtlich ist, verlängert sich diese Zeitdauer durch die zusätzliche Brandlast signifikant. Die größten Zeitdauern ergeben sich generell für die Fälle B, insbesondere für diejenigen mit sehr hoher Brandlast und entsprechend langer Branddauer.

Infolge des ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs werden die maximalen Temperaturen an der Bewehrung (also in ca. 6 cm Tiefe) nach mehr als 100 Minuten erreicht. Bei dem verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf sind es sogar ca. 120 Minuten. Demzufolge wird in allen Fällen die Temperaturgleichheit vor Erreichen der Maximaltemperatur im Bereich der Bewehrung erreicht.

Obwohl für die statische Bemessung der Abstand der Bewehrungsstabachse zur Oberfläche maßgebend wird, soll die in der ZTV-ING [17] verankerte Betondeckung als Vergleichsgröße verwendet werden. Die Ergebnisse wären also direkt auf Tunnelkonstruktionen übertragbar, die einen Achsabstand der Bewehrung von 6 cm besitzen.

In Tabelle 13 sind die Maximaltemperaturen des Betons bei einem Abstand von 6 cm zur brandbe-

Bezeichnung	Bauteiltemperatur bei Temperaturgleichheit in 6 cm Tiefe in °C	
	A	B
RechtNeigGV300	180	235
RechtNeigRV300	185	250
RechtNeigGV20,6	165	225
RechtNeigRV20,6	185	180
RechtMuldeGV300	180	220
RechtMuldeRV300	185	175
RechtMuldeGV20,6	190	230
RechtMuldeRV20,6	185	185
GewNeigGV300	185	220
GewNeigRV300	185	250
GewNeigGV20,6	145	170
GewNeigRV20,6	155	155
GewMuldeGV300	185	190
GewMuldeRV300	185	175
GewMuldeGV20,6	165	190
GewMuldeRV20,6	155	155

Tab. 13: Maximaltemperaturen für die 16 untersuchten Szenarien der Fälle A und B bei einem Abstand von 6 cm zur brandbeanspruchten Oberfläche infolge des bewerteten, konservativ abgeschätzten Temperatur-Zeit-Verlaufs

anspruchten Oberfläche infolge des bewerteten, konservativ abgeschätzten Temperatur-Zeit-Verlaufs für die je 16 untersuchten Brandszenarien der Fälle A und B ausgewiesen.

Diese Maximaltemperaturen in 6 cm Abstand zur brandbeanspruchten Oberfläche liegen z. T. deutlich unterhalb der in der ZTV-ING definierten 300 °C.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass infolge der untersuchten Brandszenarien mit Brandüberschlag trotz der temporär höheren thermischen Beanspruchung keine signifikant höheren Temperaturen an der Bewehrung zu erwarten sind als infolge des ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs.

3.8.8 Bewertung des Abplatzverhaltens

Betonabplatzungen erfolgen i. d. R. in den ersten 10-25 Minuten der Brandprüfungen (vgl. z. B. [4, 5]). Ursache für die Abplatzungen sind die aus der Verdampfung des physikalisch und chemisch im Beton gebundenen Wassers resultierenden Poreninnendrucke, deren Wirkung von den aus der

ungleichmäßigen Erwärmung resultierenden Zwängungen und Schubspannungen überlagert wird, die zum lokalen Zugversagen des Betons führen (vgl. z. B. [19]).

Den Betonabplatzungen kann mit geeigneten Betonrezepturen unter Zugabe von Polypropylenfasern (PP-Fasern) entgegengewirkt werden. Herkömmliche Mischungsentwürfe bzw. Betone ohne ausreichende Mengen an PP-Fasern zeigen oftmals sehr große Abplatzungen von mehr als 25 cm Tiefe.

Insofern ist die in einem Tunnel infolge der untersuchten Flüssigkeitsbrände zu erwartende Betonabplatzung schwer prognostizierbar, da diese Prognose entscheidend vom Hochtemperaturverhalten der verwendeten Werkstoffe und damit vom Einzelfall abhängt.

Dennoch sind generelle Aussagen möglich. Der steilere Temperaturanstieg bedingt ein schnelleres Durchwärmen und damit Verdampfen des Wassers in den ersten Minuten des Brands. Die erforderliche Permeabilität, sichergestellt durch die geschmolzenen PP-Fasern, ist damit höher als bei geringeren Temperaturanstiegen, da das Volumen des entstehenden Wasserdampfs, welches allein vom Beton abhängig und daher konstant ist, in kürzerer Zeit abtransportiert werden muss. Andererseits unterscheiden sich die Bauteiltemperaturen ab einem Abstand von ca. 2 cm zur brandbeanspruchten Oberfläche nur noch marginal voneinander, sodass auch ein ähnliches Abplatzverhalten zu erwarten wäre.

Zieht man wieder den Vergleich zum Abplatzverhalten des Betons bei Brandprüfungen unter Verwendung der modifizierten Hydrocarbonkurve heran, kann bei diesen Prüfungen festgestellt werden, dass erste Abplatzungen im Zeitraum von 2-4 Minuten nach Beginn auftreten. Insofern ist auch dieses Verhalten für die innerhalb dieses Forschungsvorhabens untersuchten Flüssigkeitsbrände mit Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge anzunehmen.

Treten bei Brandprüfungen Abplatzungen auf, so wird die neu entstandene Oberfläche auch sofort den Brandraumtemperaturen ausgesetzt. Dieser Temperaturanstieg ist vergleichbar mit dem Temperaturanstieg infolge der untersuchten je 16 Flüssigkeitsbrandszenarien der Fälle A und B. Bei der Brandprüfung ist zwar oftmals eine mit der Zeit zunehmende Abplatztiefe feststellbar, jedoch erfolgt

keine progressive Zunahme der Betonabplatzung im Bereich neu, d. h. durch zeitlich vorangegangene Abplatzungen entstandener Oberflächen.

Überträgt man dieses beobachtbare Phänomen auf die Temperatur-Zeit-Szenarien der insgesamt 32 untersuchten Flüssigkeitsbrände, darf geschlussfolgert werden, dass infolge des steileren Temperaturanstiegs in den ersten Minuten zwar etwas höhere Betonabplatzungen erwartet werden, die aber am Brandende aufgrund des geringeren Energieeintrags bzw. der kürzeren Branddauer nicht zwingend signifikant größer ausfallen werden als die, die bei einer Brandprüfung unter gleichen Randbedingungen und dem ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf festzustellen sind.

Die in [5] ausgewiesenen Grundaussagen sind auch für die in diesem Forschungsvorhaben betrachteten Szenarien direkt anwendbar. Eine höhere PP-Faser-Zugabemenge ist für die betrachteten Szenarien nicht erforderlich.

Zur Absicherung dieser Aussage werden experimentelle Untersuchungen nachdrücklich empfohlen.

3.8.9 Wärmestrahlung

Jeweils auf den Seiten 22 bis 27 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung der Wärmestrahlung an der Tunneldecke zu verschiedenen in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

3.8.10 Gastemperaturen

Jeweils auf den Seiten 28 bis 33 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung der Gastemperaturen über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Gastemperaturen an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu den in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

Anhand der Temperaturverteilung ist sehr gut der im Bild linke Bereich mit kaltem Zuluftstrom von dem im Bild rechts dargestellten Bereich der ausströmenden Heißgase zu unterscheiden.

Die höchsten Gastemperaturen werden erwartungsgemäß im Bereich der brennenden Flüssigkeitslache bzw. im Bereich des mit Holzpaletten beladenen Lkw festgestellt.

3.8.11 Gasgeschwindigkeiten

Jeweils auf den Seiten 34 bis 39 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung der in Tunnellängsrichtung gerichteten Gasgeschwindigkeitskomponenten über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Gasgeschwindigkeitskomponenten an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu den verschiedenen Zeitpunkten ausgewiesen.

Schon relativ kurze Zeit nach Brandentstehung ist der Einfluss der vor Brandbeginn vorherrschenden Luftströmung sehr gering. Die aus der Thermik bzw. den Heißgasen resultierenden Gasgeschwindigkeiten sind schon nach wenigen Sekunden deutlich größer als die durch den Verkehr verursachte Luftgeschwindigkeit.

Weiterhin ist feststellbar, dass sich auch bei den Tunneln mit muldenförmigem Tunnellängsprofil eine Vorzugsgasstromrichtung einstellt, bevor die vollständige Leistung der Strahlventilatoren erreicht wird, d. h. 120 s nach Brandbeginn. Unter der Voraussetzung eines nicht durch Strömungshindernisse beeinflussten Gasstroms, der allein aus dem Betrieb der Strahlventilatoren entsteht, resultiert eine durchschnittliche Gasgeschwindigkeit von

$$\bar{v}_{\max} = 2 \cdot 4 \cdot 19,6 \frac{\text{m}^3}{\text{s}} \cdot (5,5\text{m} \cdot 9,5\text{m})^{-1} = 3,0 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (6)$$

Vergleicht man diesen Wert mit den infolge Brands festzustellenden Gasgeschwindigkeiten, muss konstatiert werden, dass diese bei den betrachteten Szenarien deutlich höher sind. Die Strahlventilatoren bewirken jedoch eine Initialausrichtung der Strömung, v. a. beim Tunnel mit muldenförmigem Straßenlängsprofil.

Die maximalen Gasgeschwindigkeiten in Tunnellängsrichtung variieren zwischen den Szenarien, sind jedoch i. d. R. größer als 20 m/s und können Spitzenwerte von ca. 50 m/s erreichen.

3.8.12 Sauerstoffkonzentration

Jeweils auf den Seiten 40 bis 45 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung des Sauerstoffgehalts des im Tunnel befindlichen Gases bzw. Gas-Luft-Gemisches über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Sauerstoffkonzentrationen an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu

den in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

Erwartungsgemäß ist in Richtung der abziehenden Heißgase die Sauerstoffkonzentration deutlich geringer als im Bereich der zuströmenden Frischluft. Der für den Menschen kritische Sauerstoffgehalt schwankt von Person zu Person, kann aber näherungsweise mit ca. 0,12-0,15, d. h. ca. 12 %-15 %, abgeschätzt werden. Diese Konzentration ist in den Bereichen der ausströmenden Heißgase schon kurze Zeit nach Brandentstehung unterschritten. Erwartungsgemäß ist die Zeitspanne abhängig vom untersuchten Szenario, sie wird jedoch dominiert vom initialen Lachenbrand, sodass die Ergebnisse in den ersten Minuten sehr gut mit den in [20] publizierten Ergebnissen übereinstimmen. Bei den ventilationsgesteuerten Bränden sind die ausströmenden Heißgase schon nach weniger als 3 min nahezu sauerstofffrei. Die Selbstrettungsmöglichkeit ist daher nur sehr kurze Zeit gegeben.

3.8.13 Kohlenstoffdioxidkonzentration

Jeweils auf den Seiten 46 bis 51 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung des Kohlenstoffdioxidgehalts des im Tunnel befindlichen Gases bzw. Gas-Luft-Gemisches über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Kohlenstoffdioxidkonzentrationen an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu den in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

Erwartungsgemäß ist in Richtung der abziehenden Heißgase die Kohlenstoffdioxidkonzentration deutlich höher als im Bereich der zuströmenden Frischluft. Der für den Menschen kritische, d. h. sofort tödliche Kohlenstoffdioxidgehalt schwankt von Person zu Person, kann aber näherungsweise mit ca. 0,12, d. h. ca. 12 %, abgeschätzt werden. Diese Konzentration wird unabhängig von den betrachteten Brandszenarien in den Bereichen der ausströmenden Heißgase nur punktuell und kurzzeitig erreicht.

3.8.14 Kohlenstoffmonoxidkonzentration

Jeweils auf den Seiten 52 bis 57 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung des Kohlenstoffmonoxidgehalts des im Tunnel befindlichen Gases bzw. Gas-Luft-Gemisches über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Kohlen-

stoffmonoxidkonzentrationen an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu den in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

Der für den Menschen kritische, d. h. sofort tödliche Kohlenstoffmonoxidgehalt schwankt von Person zu Person, kann aber näherungsweise mit ca. 0,01, d. h. ca. 1 %, abgeschätzt werden. Diese Konzentration wird bei den Simulationen in den Bereichen der ausströmenden Heißgase im Fahrbahnbereich punktuell und kurzzeitig erreicht. Es sei aber ausdrücklich darauf hingewiesen, dass der Kohlenstoffmonoxidgehalt sehr stark von der chemischen Zusammensetzung der Brandlast abhängt. Daher ist generell auf der sicheren Seite liegend nicht davon auszugehen, dass die Kohlenstoffmonoxidkonzentration unterhalb von 1 % bleibt.

3.8.15 Optische Dichte/Sichtweiten

Jeweils auf den Seiten 58 bis 63 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ist die räumliche Verteilung der aus den im Gas befindlichen Rußpartikeln resultierenden optischen Dichte über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten optischen Dichten an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu den in der Bildüberschrift genannten Zeitpunkten ausgewiesen.

Inhaltlich verknüpft mit der optischen Dichte ist die Sichtweite, deren räumliche Verteilung jeweils auf den Seiten 64 bis 69 der entsprechenden Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 über die Tunnellänge und Tunnelhöhe als Mittelwert der berechneten Sichtweiten an einem bestimmten Tunnelabschnitt zu ausgewählten Zeitpunkten ausgewiesen ist.

Es ist zu erkennen, dass die Sichtweite schon kurze Zeit nach Brandentstehung auf beiden Seiten des Brands sehr schnell sehr klein wird und die Selbstrettungsmöglichkeiten mangels Sicht sehr schnell ungünstig werden. Im Bereich der abziehenden Heißgase ist nahezu während der gesamten Branddauer keine Sicht. Erst wenn sich ein nahezu stationärer Strömungszustand einstellt, erhöht sich die Sichtweite in den Tunnelbereichen mit einströmender Frischluft wieder. Dieser nahezu stationäre Zustand wird jedoch erst nach mehreren Minuten erreicht.

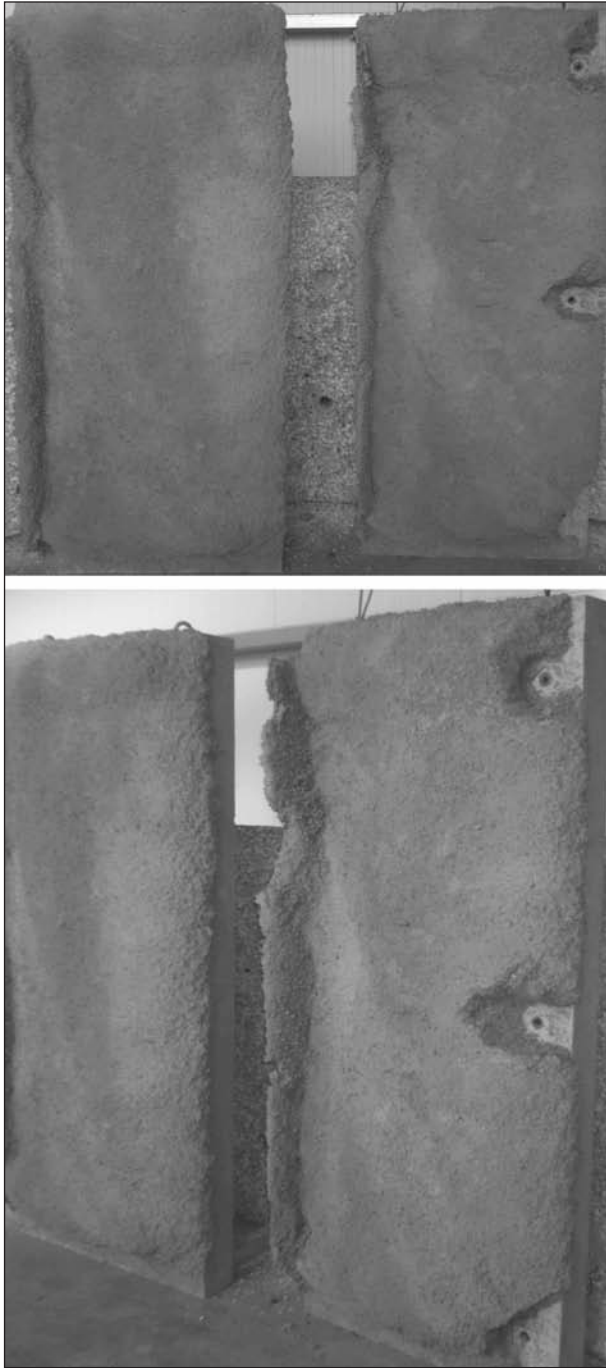


Bild 42: RUB-Platten vor dem Brandversuch – frontale (oben) und perspektivische Ansicht (unten)

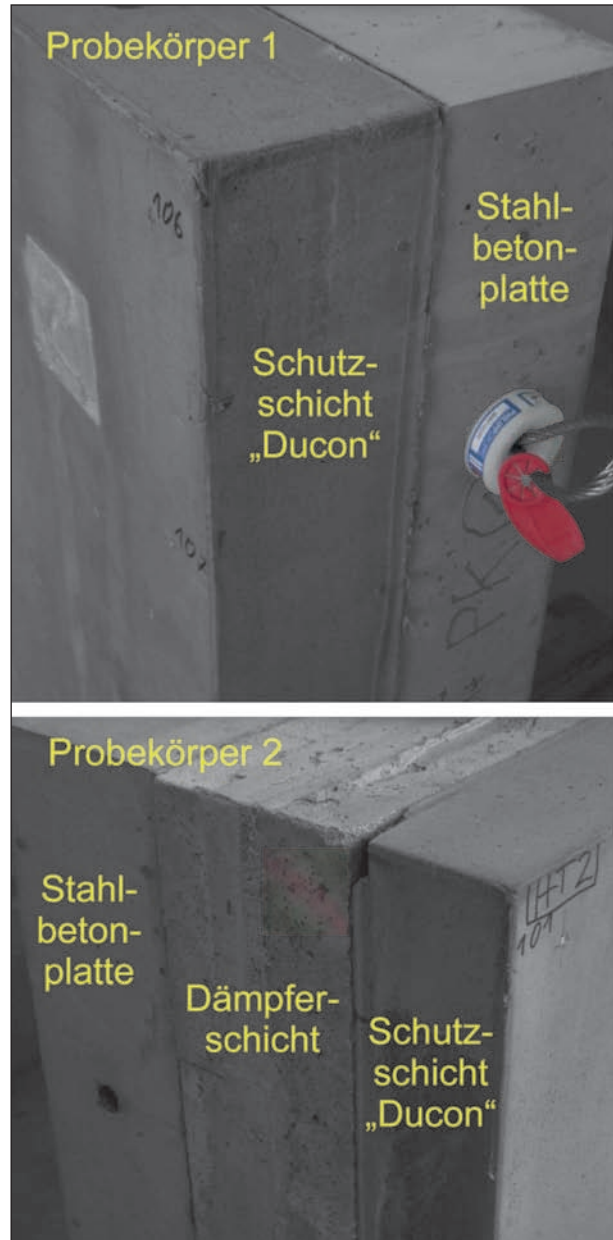


Bild 43: Aufbau der HT-Platten

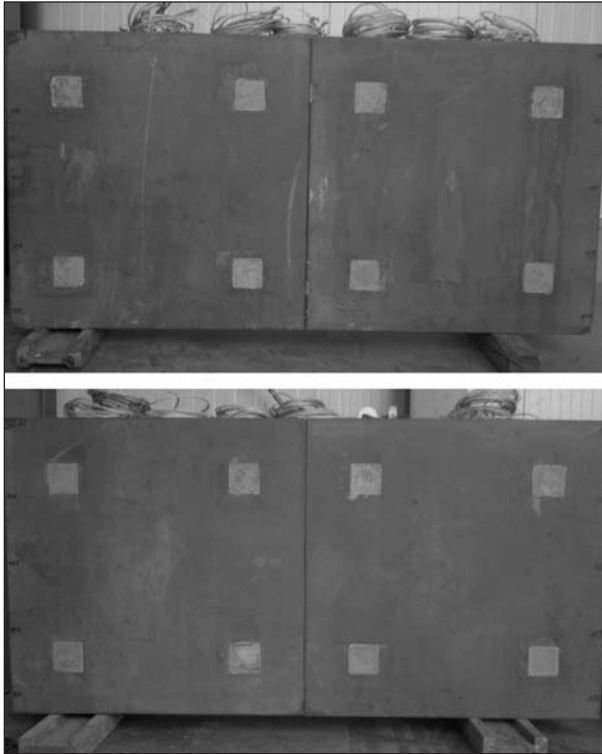


Bild 44: HT-Platten vor dem Brandversuch – HT 1 (oben) und HT 2 (unten)

4.3 Auswertung Probekörper RUB

In Bild 45 ist die Brandraumtemperatur ausgewiesen. Dargestellt sind der Mittelwert der Messwerte der Mantelthermoelemente und die Soll-Temperatur-Zeit-Kurve.

In die spritzbare Faserbetonschicht wurden Thermolemente appliziert. Der Abstand der Thermolemente untereinander betrug 20 mm. Der Soll-einbauzustand ist, wie auch die Bezeichnung der Thermolemente, in Bild 46 für den Probekörper RUB 1 und in Bild 47 für RUB 2 dargestellt. Die Befestigung der Thermolementern erfolgte im Labor der Ruhr-Universität Bochum an Betonstahlbügeln, welche in die Stahlbetongrundplatte eingbohrt wurden. Es wurden drei Leitern mit je 7 Thermolementen (Typ K) entlang der Längsachse des Probekörpers mit einem Abstand untereinander von 250 mm angeordnet.

In Bild 48 und Bild 49 sind die gemessenen Temperaturen in der spritzbaren Faserbetonschicht in den verschiedenen Tiefen zur brandbeanspruchten Oberfläche ausgewiesen. Bei der Bewertung ist zu beachten, dass die Abstände zur brandbeanspruchten Oberfläche für jede Thermoleiter unterschiedlich sind, da die Oberfläche uneben war. Teilweise besaßen die Thermolemente gar keine Betondeckung.

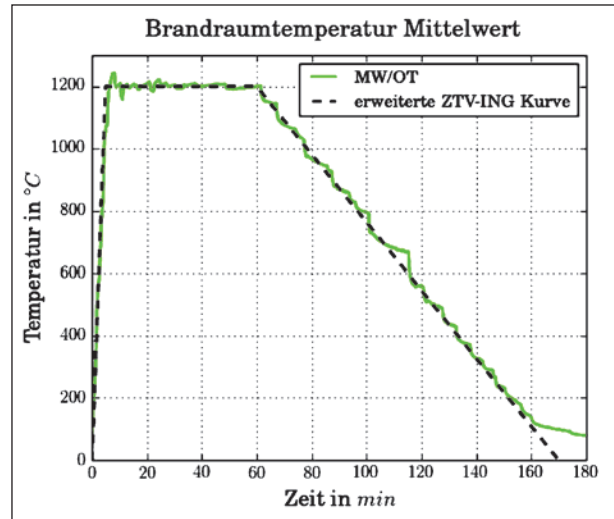


Bild 45: Mittelwert der Messwerte der Mantelthermoelemente (grün) und der erweiterte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf (schwarz)

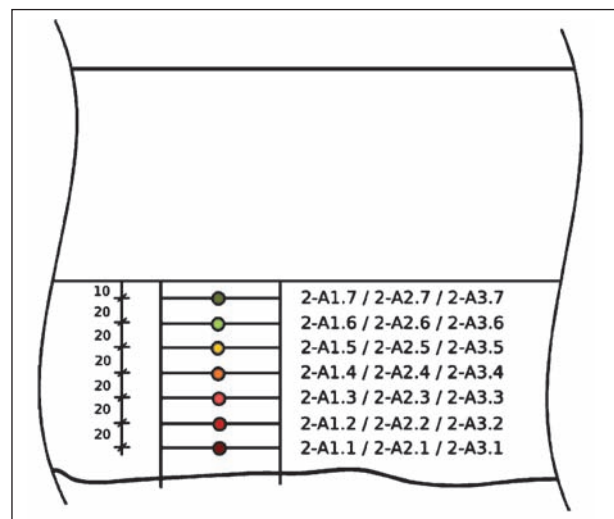


Bild 46: Soll-Einbauzustand sowie Bezeichnung der Thermolemente Probekörper RUB 1

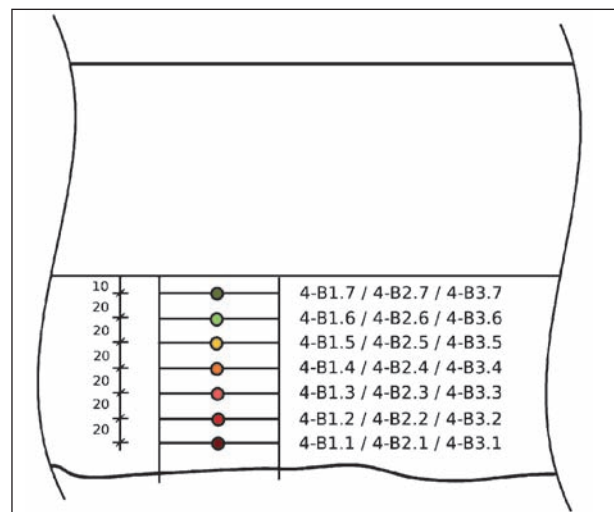


Bild 47: Soll-Einbauzustand sowie Bezeichnung der Thermolemente Probekörper RUB 2

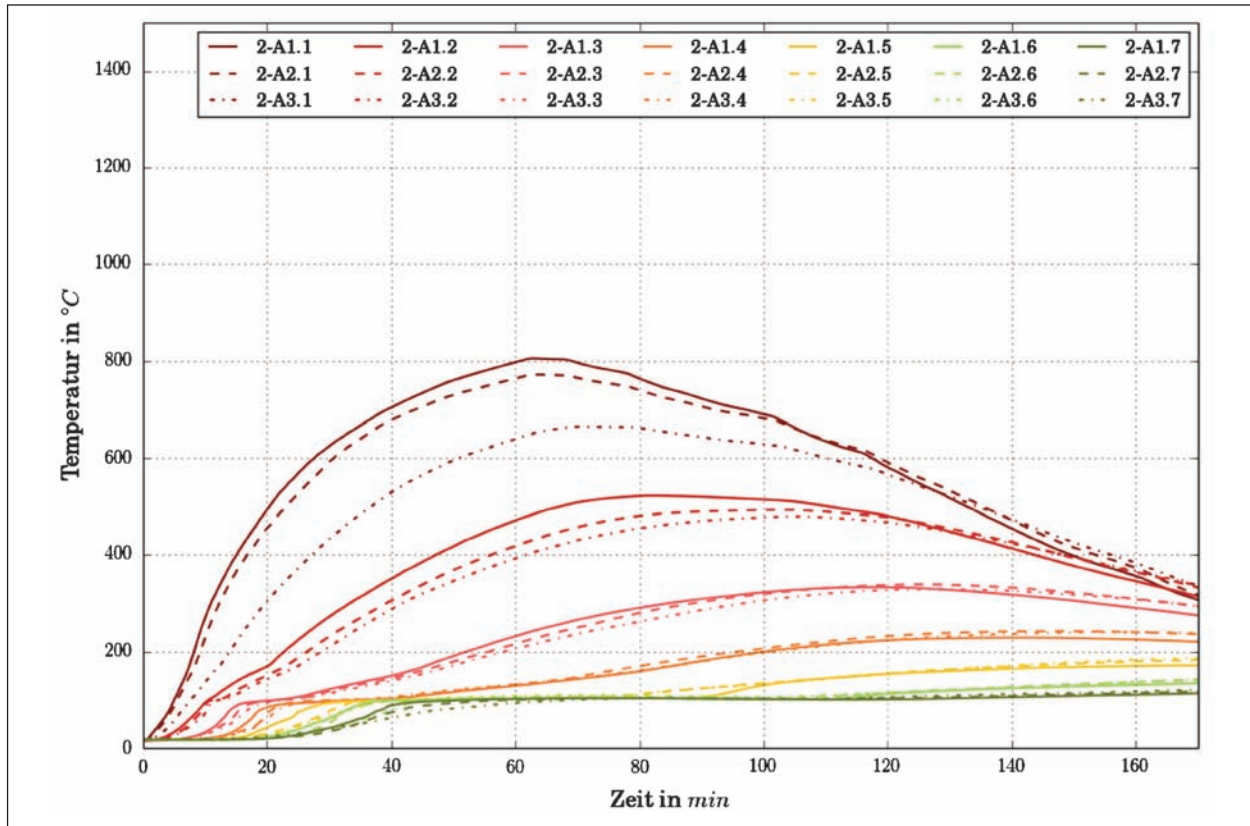


Bild 48: Gemessene Bauteiltemperaturen in der spritzbaren Faserbetonschicht in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper RUB 1

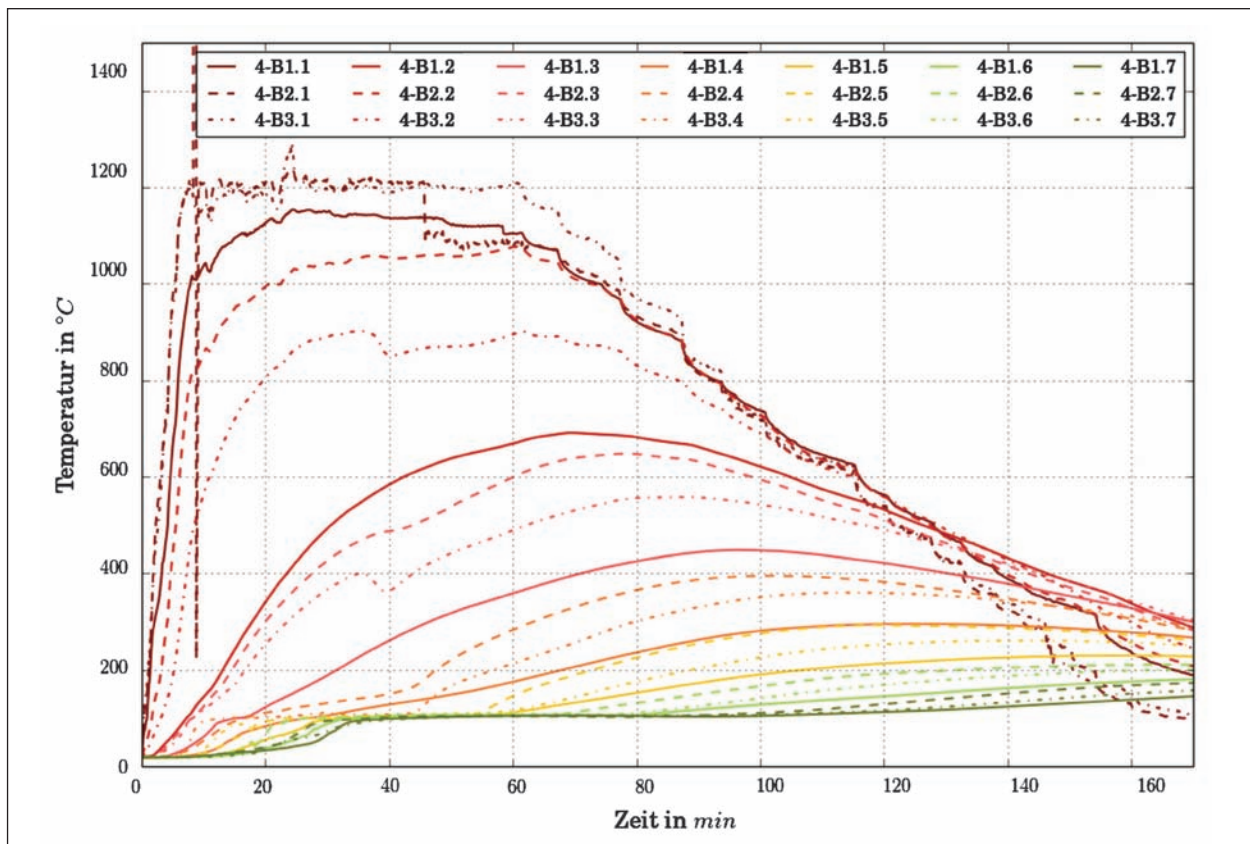


Bild 49: Gemessene Bauteiltemperaturen in der spritzbaren Faserbetonschicht in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper RUB 2

Fotos der Probekörper nach dem Brandversuch sind in den Bildern 50 und 51 dargestellt. Die Bewertung der Abplatztiefen auf Basis der Tachymetermessung ist in Bild 52 und Bild 53 ausgewiesen. Aufgrund der Unebenheit der Probekörper ist die Genauigkeit der Abplatztiefenbestimmung eingeschränkt.

Hinzu kommt, dass der Verbund zwischen der spritzbaren Faserbetonschicht und der Stahlbeton-

platte nach dem Versuch nicht mehr gegeben war, sodass sich die spritzbaren Faserbetonschichten von den Stahlbetonplatten lösten. Nur mit lokalen Beschädigungen der spritzbaren Faserbetonschicht konnten die zwei Teile der jeweiligen Probekörper zusammengefügt werden. Nach dem Fügen wurden die Teile mit Spanngurten fixiert. Auch durch die zwischenzeitliche Teilung des Probekörpers ist die Genauigkeit der Messung beeinträchtigt. Aus demselben Grund und infolge des Masseverlusts der abgefallenen Faserbetonstücke konnte der Masseverlust nicht bestimmt werden.



Bild 50: Probekörper RUB 1 nach dem Brandversuch mit modifiziertem Auflagerbereich



Bild 51: Probekörper RUB 2 nach dem Brandversuch mit modifiziertem Auflagerbereich

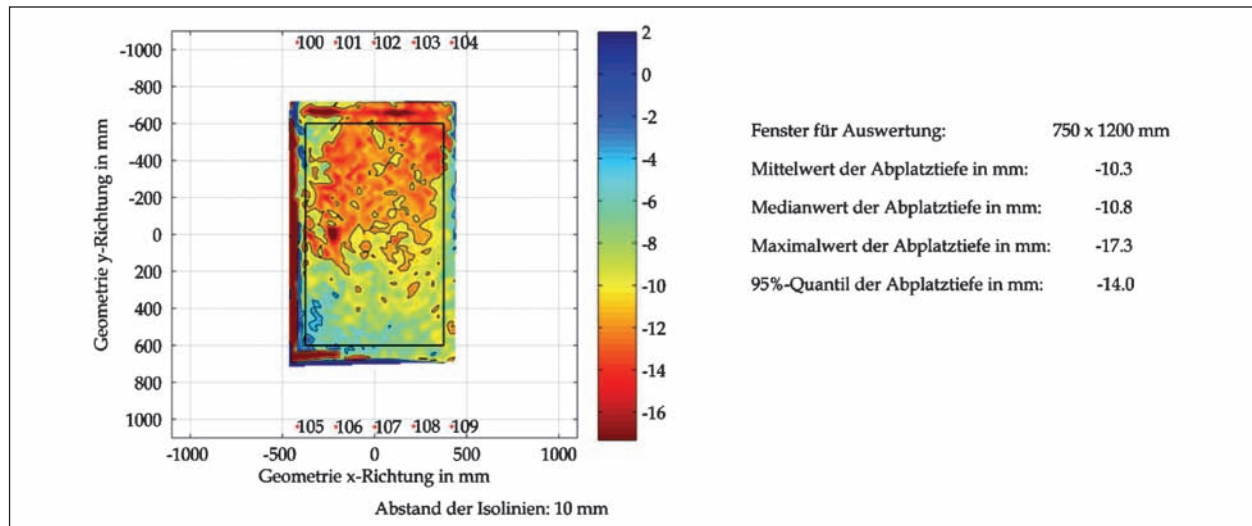


Bild 52: Bewertung der Abplatzungen auf Basis der tachymetrischen Vermessung – Probekörper RUB 1

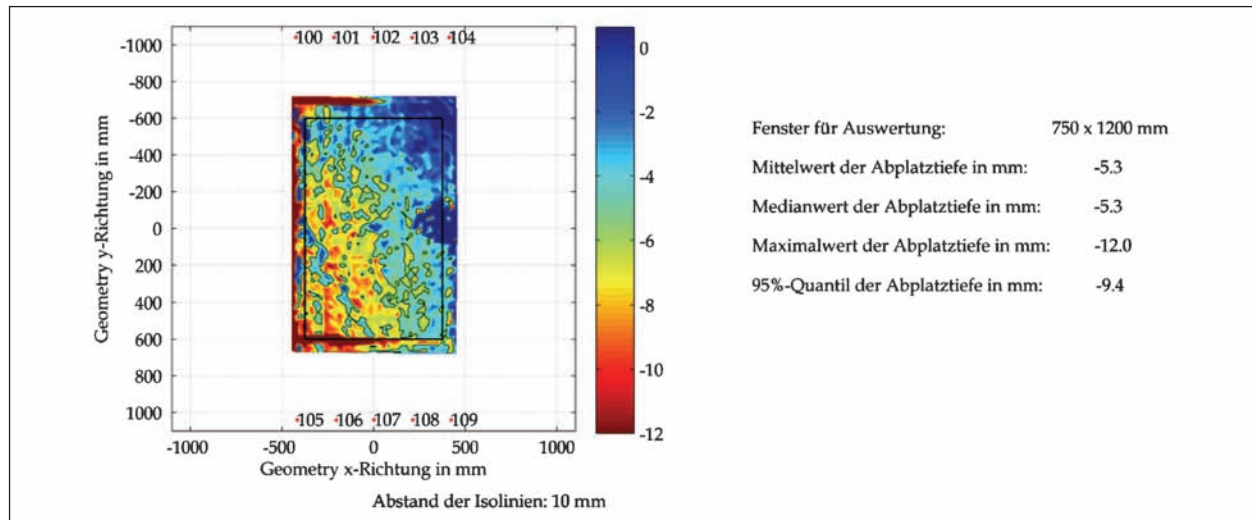


Bild 53: Bewertung der Abplatzungen auf Basis der tachymetrischen Vermessung – Probekörper RUB 2

Aufgrund des im Versuch festzustellenden Versagens des Verbunds zwischen Faserbetonschicht und Stahlbetonkonstruktion muss der Sicherstellung eines ausreichenden Haftverbunds besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden, um Trennrisse und dadurch hervorgerufenen Abfallen der Schutzschicht zu verhindern.

Die Beschaffenheit und Ebenheit der Oberfläche der spritzbaren Faserbetonschicht bieten Verbesserungspotenzial.

Positiv ist festzustellen, dass die Schichten aus spritzbarem Faserbeton ein relativ geringes Abplatzverhalten aufweisen und bei Brandbeanspruchung einen signifikanten thermischen Schutz der Stahlbetonkonstruktion gewährleisten können.

4.4 Auswertung Probekörper HT

In Bild 54 ist die Brandraumtemperatur ausgewiesen. Dargestellt sind der Mittelwert der Messwerte der Mantelthermoelemente und die Soll-Temperatur-Zeit-Kurve.

Sowohl in der Schutzschicht aus mikrobewehrtem Hochleistungsbeton und der Stahlbetonplatte als auch in der bei dem Probekörper HT 2 vorhandenen Dämpferschicht (Zwischenschicht) wurden Thermolemente appliziert. Der Abstand der Thermolemente untereinander betrug i. d. R. 20 mm. Der Soll-einbauzustand ist, wie auch die Bezeichnung der Thermolemente, in Bild 55 für den Probekörper HT 1 und in Bild 56 für HT 2 dargestellt. Die Befestigung der Thermolemente erfolgte im Baustofflabor der Firma HOCHTIEF in Mörfel-

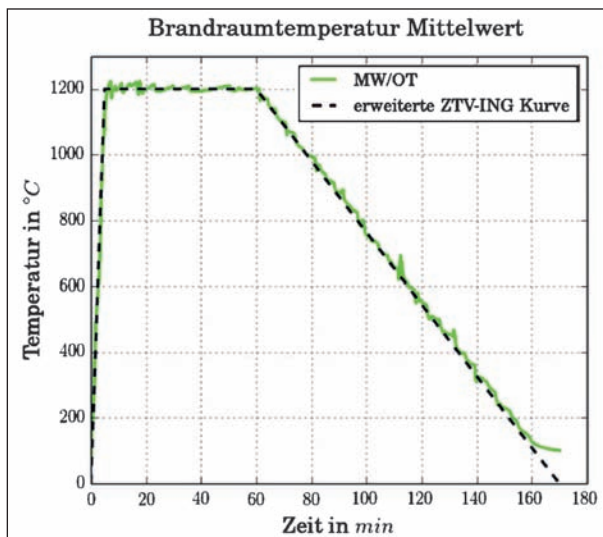


Bild 54: Mittelwert der Messwerte der Mantelthermoelemente (grün) und der erweiterte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf (schwarz)

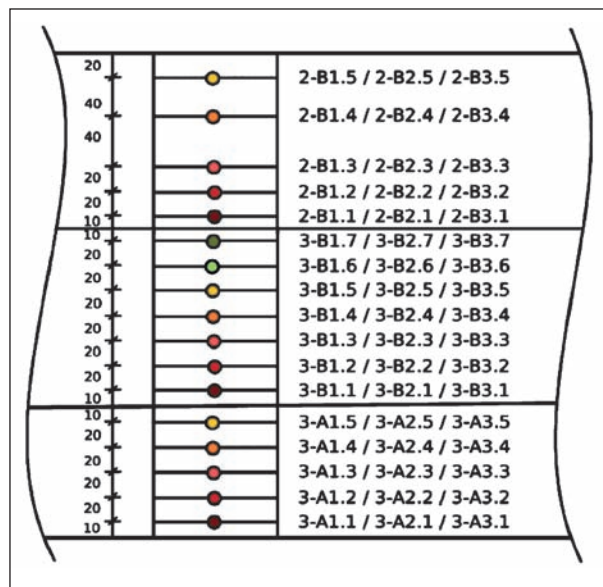


Bild 56: Soll-Einbauzustand sowie Bezeichnung der Thermo-elemente Probekörper HT 1

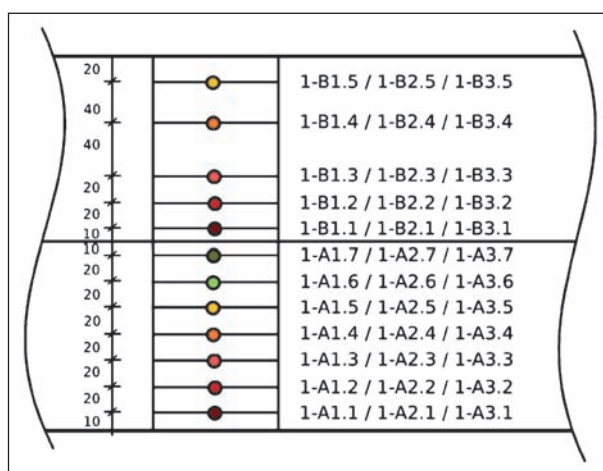


Bild 55: Soll-Einbauzustand sowie Bezeichnung der Thermo-elemente Probekörper HT 1

den-Walldorf an der Bewehrung. Es wurden in der Schutzschicht, der Dampfschicht und der Stahlbetonplatte jeweils drei Leitern mit je 5 bzw. 7 Thermoelementen (Typ K) entlang der Längsachse des Probekörpers mit einem Abstand untereinander von 250 mm angeordnet.

In Bild 61 sind für den Probekörper HT 1 und in Bild 63 für den Probekörper HT 2 die gemessenen Temperaturen in der Schutzschicht aus mikrobewehrtem Hochleistungs Beton in den verschiedenen Tiefen zur brandbeanspruchten Oberfläche ausgewiesen. In Bild 62 sind für den Probekörper HT 1 und in Bild 65 für den Probekörper HT 2 die Temperaturen der Stahlbetonplatte ausgewiesen. Die Bauteiltemperaturen der Dampfschicht, welche nur im

Probekörper HT 2 angeordnet war, sind in Bild 64 dargestellt.

Fotos der Probekörper nach dem Brandversuch sind in Bild 59 und Bild 60 dargestellt. Die Bewertung der Abplatztiefen auf Basis der Tachymetermessung ist in Bild 57 und Bild 58 ausgewiesen.

Abplatzungen konnten nur im Bereich der Verbindungsmittel beobachtet werden. Beim Probekörper HT 1 entstand in den ersten Minuten des Brandversuchs zusätzlich eine lokale Gefügestörung mit einem schollenartigen Lösen eines oberflächennahen Bereichs der Schutzschicht.

Der Masseverlust während des Brandversuchs betrug 38 kg bzw. ca. 2,5 % für den Probekörper HT 1 sowie 32 kg bzw. ca. 2,1 % für den Probekörper HT 2. Die Massenreduktion ist offensichtlich nicht durch flächige Abplatzungen verursacht, sondern resultiert lediglich aus den lokalen Abplatzungen im Bereich der Verbindungsmittel und dem Verdampfen des chemisch und physikalisch im Beton gebundenen Wassers sowie dem Entweichen flüchtiger Stoffe.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die sogenannten Ducon-Platten bei Brandbeanspruchung die an sie gestellten Anforderungen an den thermischen Schutz der Stahlbetonkonstruktion erfüllen.

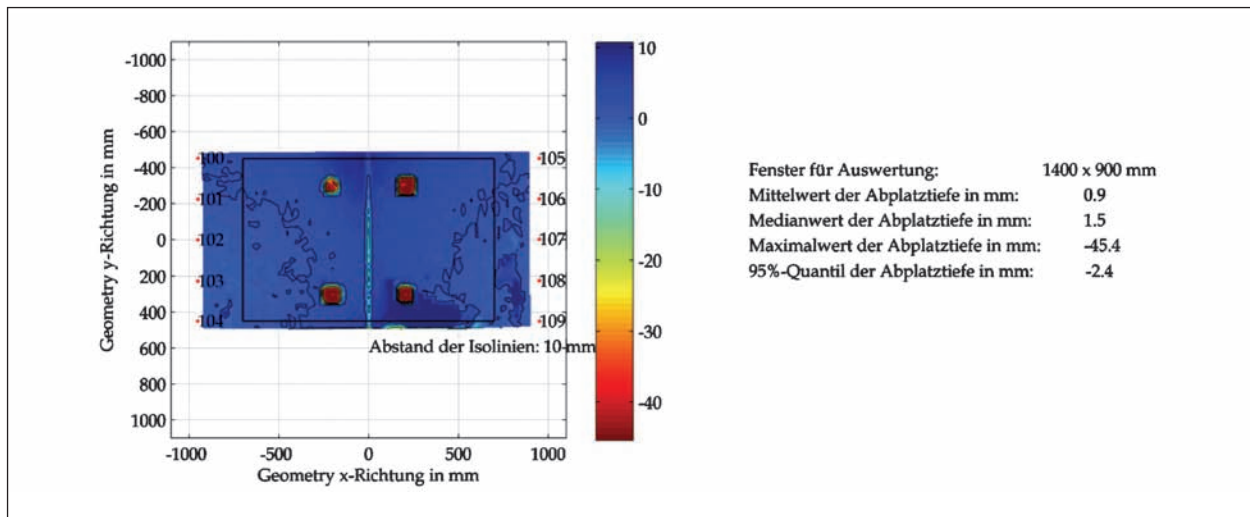


Bild 57: Bewertung der Abplatzungen auf Basis der tachymetrischen Vermessung – Probekörper HT 1

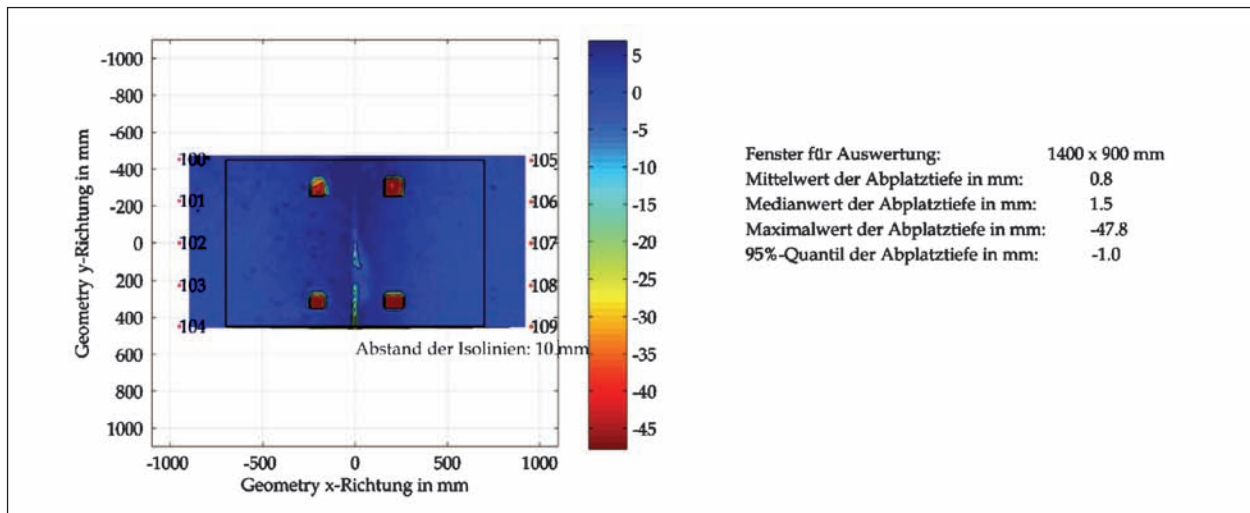


Bild 58: Bewertung der Abplatzungen auf Basis der tachymetrischen Vermessung – Probekörper HT 2



Bild 59: Probekörper HT 1 nach dem Brandversuch

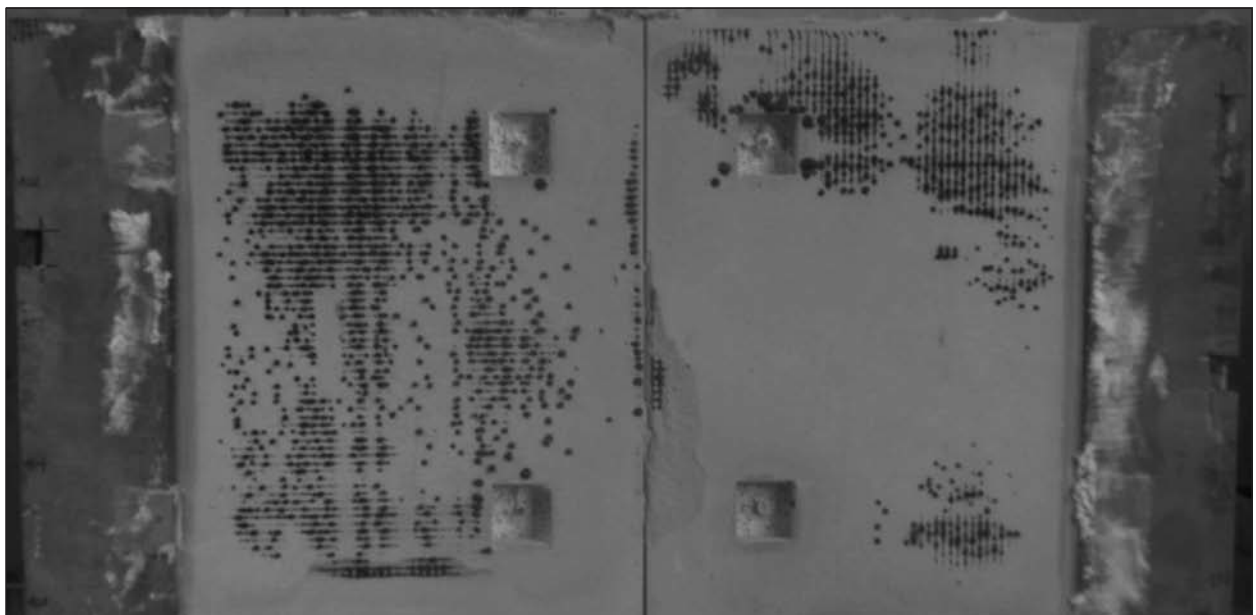


Bild 60: Probekörper HT 2 nach dem Brandversuch

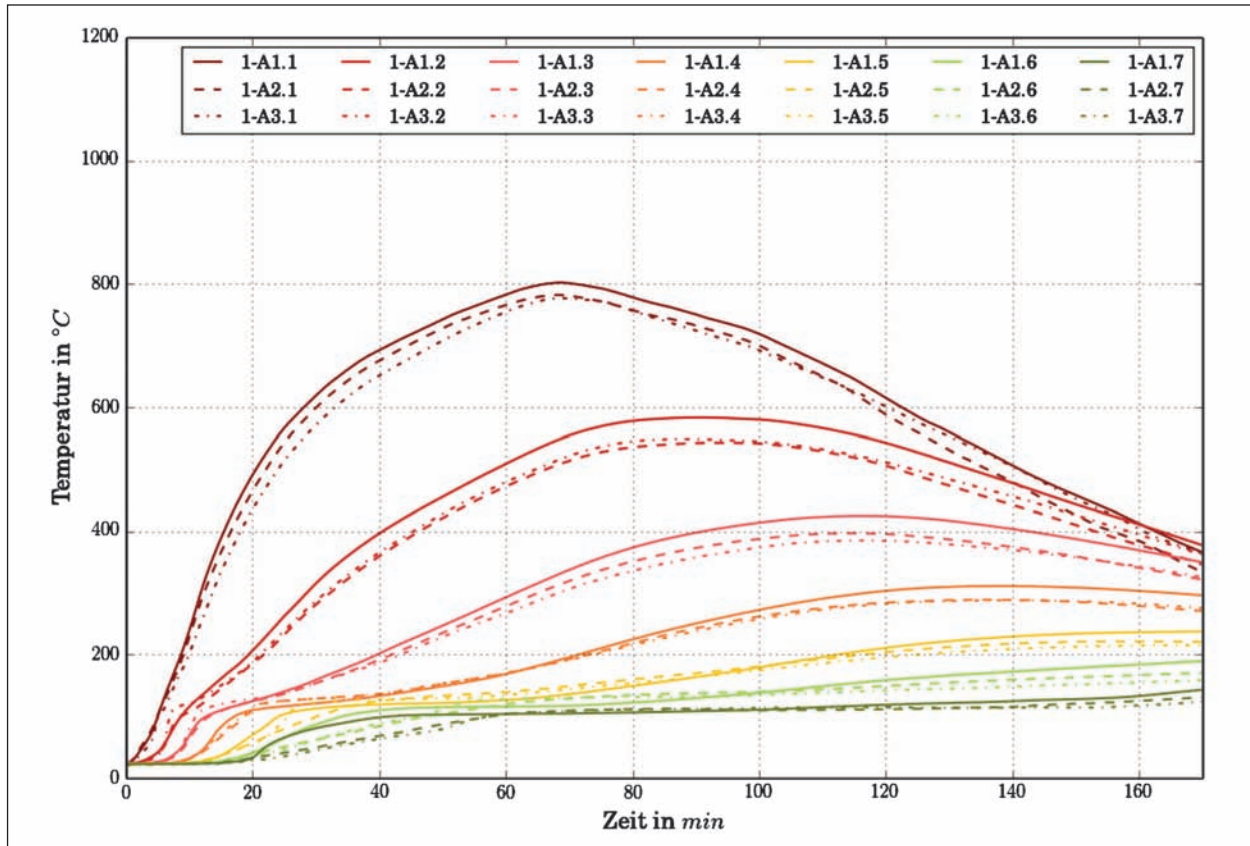


Bild 61: Gemessene Bauteiltemperaturen in der Schutzschicht aus mikrobewehrtem Feinbeton in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper HT 1

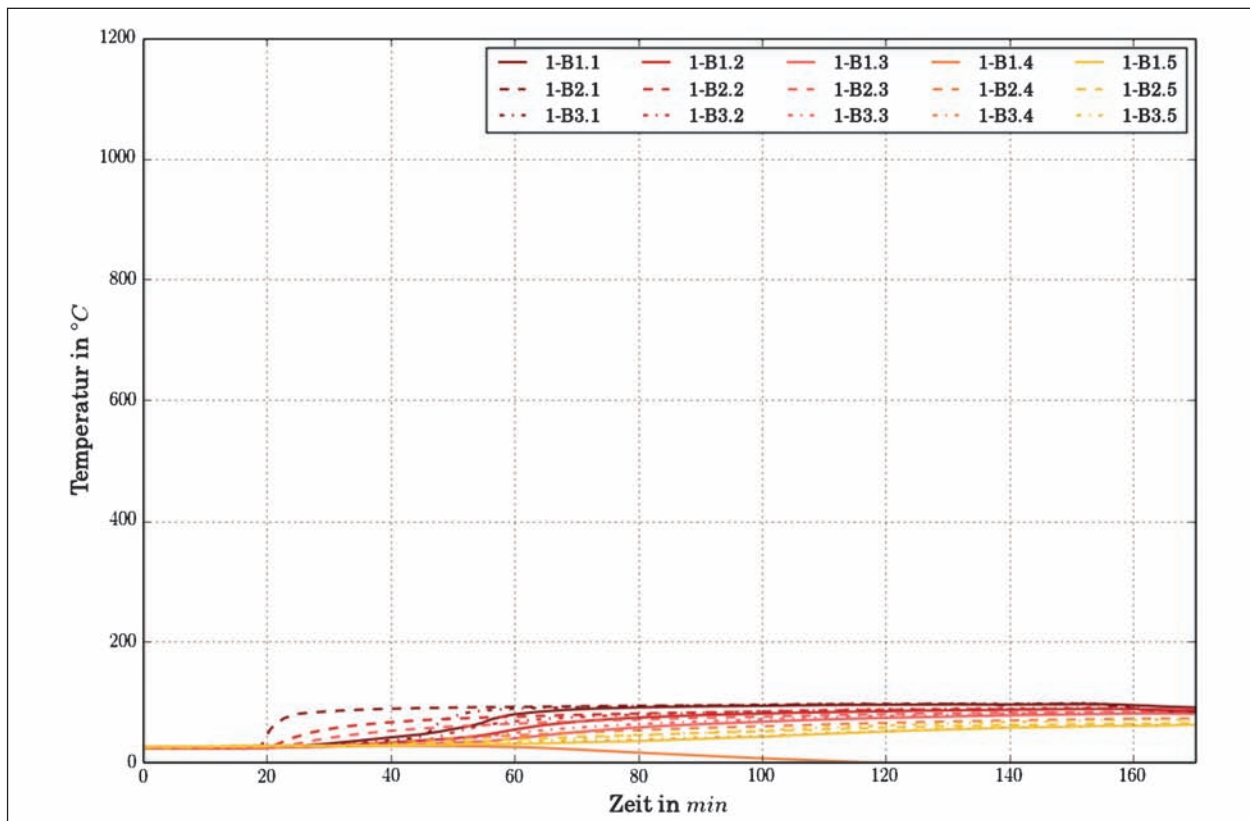


Bild 62: Gemessene Bauteiltemperaturen in der Stahlbetonplatte in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper HT 1

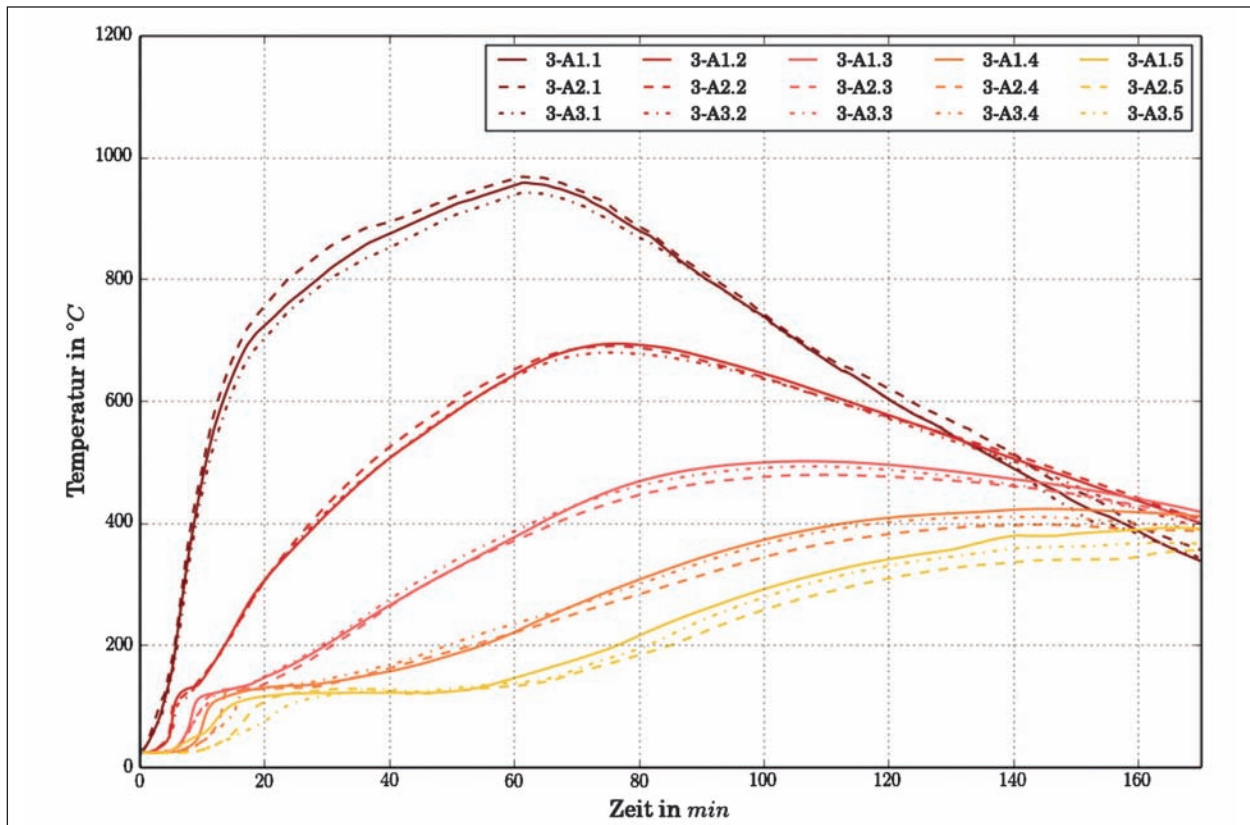


Bild 63: Gemessene Bauteiltemperaturen in der Schutzschicht aus mikrobewehrtem Feinkornbeton in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper HT 2

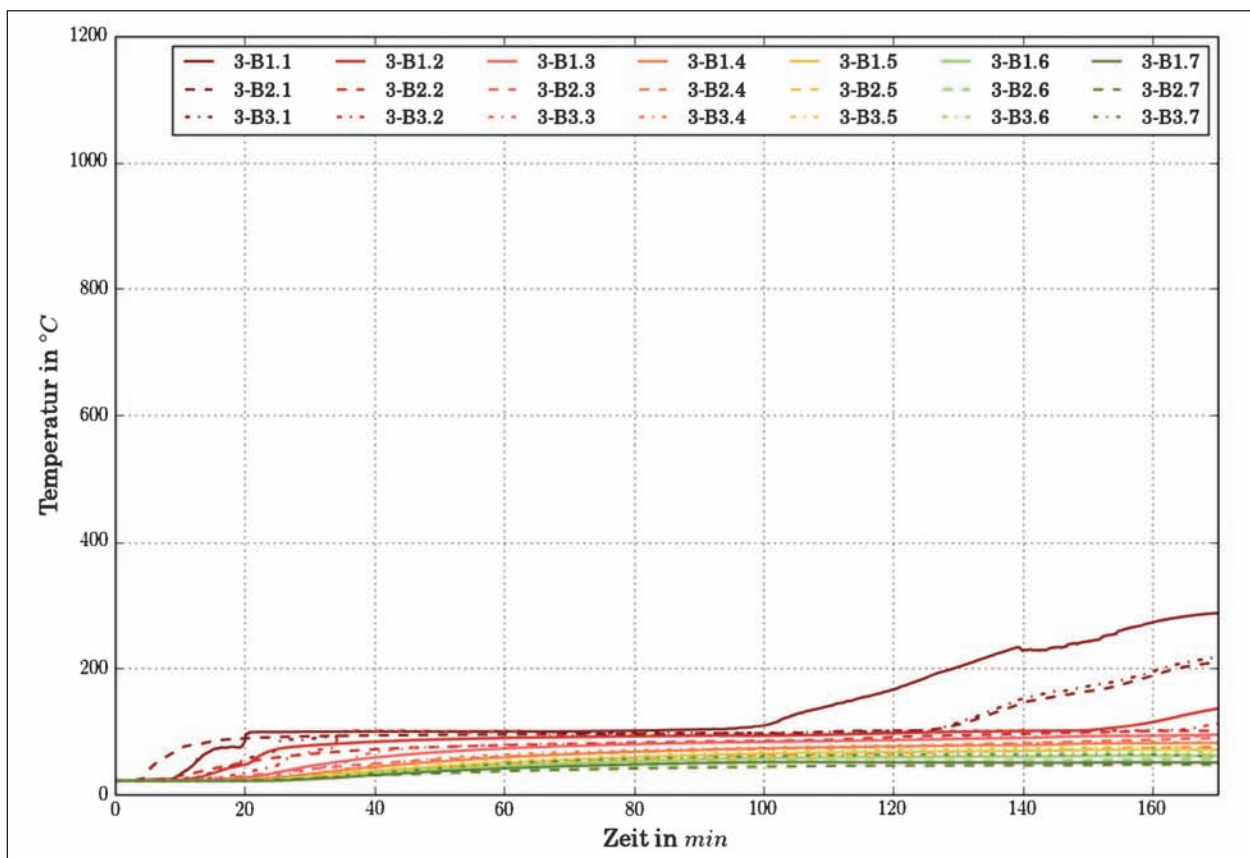


Bild 64: Gemessene Bauteiltemperaturen in der Dämpferschicht in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper HT 2

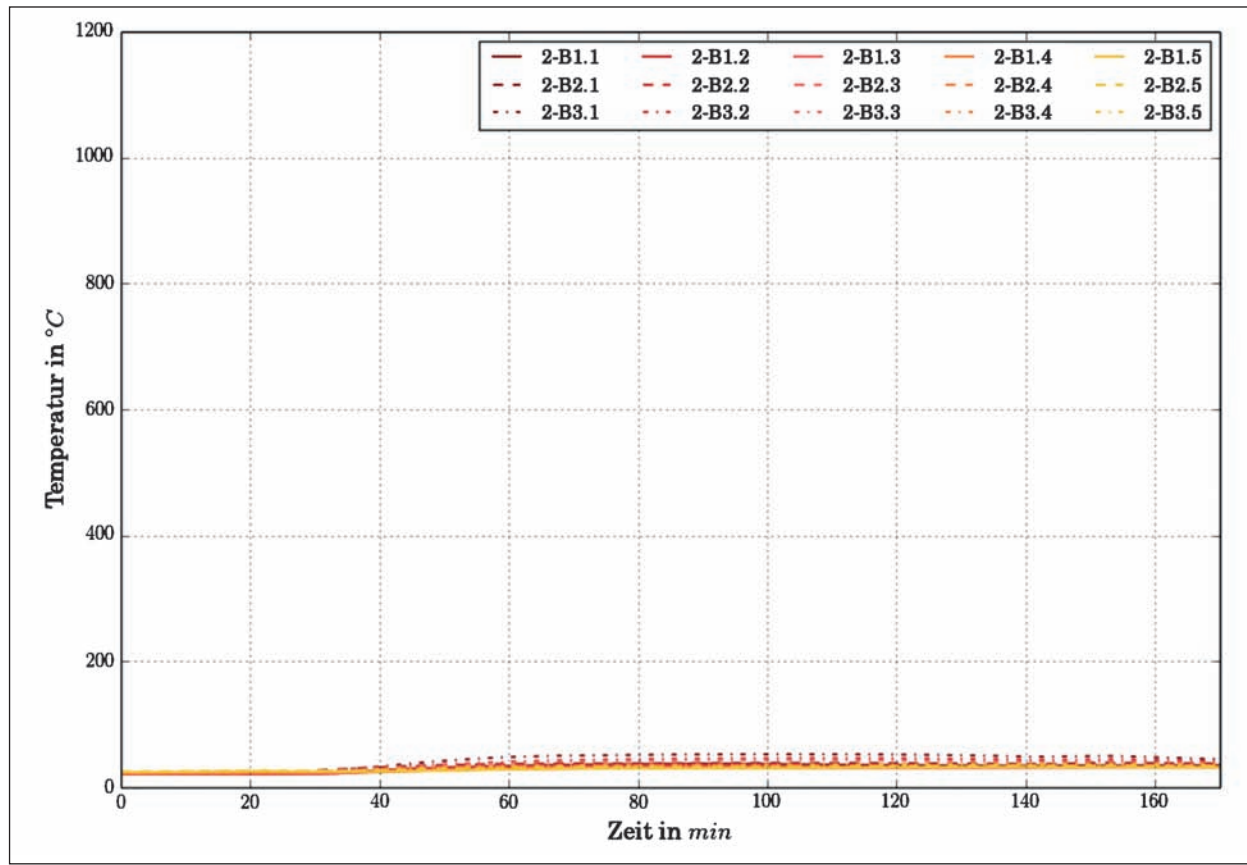


Bild 65: Gemessene Bauteiltemperaturen in der Stahlbetonplatte in Abhängigkeit von der Zeit für den Probekörper HT 2

5 Diskussion

Durch einen im Rahmen eines BAST-Forschungsvorhabens [8] durchgeführten originalmaßstäblichen Großbrandversuch konnte gezeigt werden, dass schon aus einer relativ kleinen brennbaren Flüssigkeitslache (ca. 16 m², ca. 1.500 Liter Isopropanol) Brände mit Energiefreisetzungsraten bis zu ca. 80 MW resultieren können, die sich durch einen extrem schnellen Temperaturanstieg auszeichnen und somit sowohl für die Baukonstruktion als auch im Hinblick auf mögliche Rettungsmaßnahmen in Tunneln sehr gefährlich sein können. Zur Auswertung dieses Großversuchs und zur Übertragung der Ergebnisse auf andere Szenarien wurden in [20] CFD- und FEM-Modelle entwickelt und validiert.

Anhand der in [20] dokumentierten Berechnungsergebnisse ist festzustellen, dass, obwohl die maximalen Gastemperaturen kurzzeitig größer als 1.200 °C sein können, die Auswirkungen auf die Tragstruktur im zeitlichen Mittel deutlich geringer sind als infolge eines Brands, dessen Temperatur-Zeit-Verlauf der ZTV-ING-Kurve entspricht. Auf-

grund der in [20] gewählten Randbedingungen sind die Ergebnisse jedoch nicht ohne weiteres generalisierbar, da z. B. die im Tunnel befindlichen Fahrzeuge nur Strömungshindernisse darstellen, jedoch keine Brandlast.

Daher wurde in logischer Fortführung ein weiteres BAST-Forschungsvorhaben durchgeführt, dessen Ergebnisse in dem vorliegenden Bericht dokumentiert werden. Im Fokus des Interesses war die Einschätzung der Möglichkeit bzw. der Randbedingungen eines Brandüberschlags auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge durch einen initialen Lachenbrand und dessen Folgen für die Tragstruktur eines Tunnels.

Für die Beantwortung der Fragestellungen waren verschiedene Aspekte zu beleuchten bzw. Fragen zu beantworten:

- Wie schnell schlägt das Feuer einer brennenden Flüssigkeitslache auf Fahrzeuge über?
- Welche Kriterien gelten bzw. bei welchen Randbedingungen ist mit einem Brandüberschlag auf

weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge zu rechnen?

- Wie groß ist die thermische Einwirkung auf die Tunneltragstruktur?
- Welcher Temperatur-Zeit-Verlauf ist zu erwarten?
- Können der ZTV-ING- bzw. der verlängerte ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf die Auswirkungen der untersuchten Szenarien realistisch bzw. auf der sicheren Seite liegend abbilden?
- Welche Auswirkungen auf die Tunneltragstruktur sind aufgrund der thermischen Beanspruchung zu erwarten?
- Würden Werkstoffe, die zum Schutz kritischer Infrastruktur entwickelt wurden, auch der zu erwartenden Brandeinwirkung standhalten?

Zur Beantwortung der erstgenannten Fragestellungen ist ein originalmaßstäblicher Großbrandversuch durchgeführt worden. Es konnte gezeigt werden, dass der Brandüberschlag auf einen im Bereich der Flüssigkeitslache befindlichen und mit Holzpaletten beladenen Lkw sehr schnell ging (< 1 min), da der Flammpunkt des Holzes schon sehr schnell erreicht wird und sich das Holz entzündet.

Weiterhin konnte experimentell bestätigt werden, dass auch der Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Pkw sehr schnell erfolgen kann. Die in [23] genannten Kriterien sind für die Beurteilung geeignet und schätzen auch den Zeitpunkt des Brandüberschlags für den durchgeführten Großbrandversuch zutreffend ab.

Die thermische Beanspruchung der Tunnelstruktur infolge eines Flüssigkeitslachenbrands mit Brandüberschlag auf mindestens einen mit Holzpaletten beladenen Lkw wurde durch umfangreiche numerische Simulationen (CFD-Simulationen) ermittelt. Die Grundlagen der Modellbildung resultierten bzw. die Validierung der verwendeten Modelle erfolgte auch anhand des durchgeführten originalmaßstäblichen Großbrandversuchs. Für die Berechnungen wurden zur Abschätzung des zeitlichen Verlaufs der Wärmefreisetzungsrates der Lache, des mit Holzpaletten beladenen Lkw und ggf. von weiteren im Tunnel befindlichen Fahrzeugen Annahmen getroffen, die nachfolgend zusammengefasst bzw. diskutiert werden sollen.

Zur Berechnung der zeitpunktabhängigen Lachen-geometrie bzw. von deren Veränderung wird die Gleichgewichtsbeziehung gemäß Gleichung (4) genutzt, die inkrementell-iterativ mittels eines Newton-Raphson-Algorithmus gelöst wird. Die Ergebnisse bilden die Grundlage für die Definition der Wärmefreisetzungsrates des Lachenanteils für die CFD-Simulationen.

Auf Basis einer Literaturrecherche wurden mögliche Verläufe der Energiefreisetzungsrates für den mit Holzpaletten beladenen Lkw diskutiert. Für den im CFD-Modell abgebildeten Lkw wird auf Basis des innerhalb dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Großbrandversuchs und des in [22] dokumentierten Versuchs ein „natürlicher“ Brandverlauf gemäß [13] abgeleitet, der aber einen exponentiellen Verlauf in der Brandabklingphase besitzt. Dieser konnte in den Versuchen beobachtet werden.

Für die weiteren im Tunnel befindlichen Pkw und Lkw wird eine Brandlast von 3.750 MJ und 88.000 MJ gemäß [16] angenommen. Diese Werte sollen als „typische“ Mittelwerte verstanden werden und können im Einzelfall (siehe der mit Holzpaletten beladene Lkw und die im originalmaßstäblichen Großbrandversuch eingesetzten Pkw) deutlich abweichen.

Wird bei der Auswertung der CFD-Simulationen durch den Vergleich des zeitlichen Integrals der HRR festgestellt, dass dieses signifikant von der Brandlast abweicht, wird die Wärmefreisetzungsrates im Modell auf einen Faktor k ($k \leq 1$) iterativ verringert, bis näherungsweise die gesamte Brandlast innerhalb des Tunnels in Wärme umgesetzt wird. Damit ist sichergestellt, dass eine obere Grenze der Temperaturbeanspruchung für die Tunneltragkonstruktion bestimmt wird. Der Transport brennbarer Gase im (sauerstofffreien) Heißgasstrom zur Tunnelöffnung mit einer möglichen Verbrennung im Portalbereich wird dadurch nicht berücksichtigt, kann aber in Realität nicht ausgeschlossen werden. Diese Möglichkeit ist jedoch weniger für die Tunneltragstruktur von Bedeutung als vielmehr für die an den Portalen befindlichen Personen.

Bei den Berechnungen wird angenommen, dass sich durch einen Unfall ein Stau bildet. Der Lkw-Anteil beträgt ca. 15 %, d. h., jedes 7. Fahrzeug ist ein Lkw. Im Richtungsverkehr befinden sich alle Lkw auf dem rechten Fahrstreifen. Untersucht werden zwei unterschiedliche Fälle. Im Fall A stellen alle Fahrzeuge Strömungshindernisse, jedoch keine

Brandlast dar. Es kann zusätzlich zur Flüssigkeitslache ausschließlich der mit Holzpaletten beladene Lkw brennen. Im Fall B wird der mögliche Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge berücksichtigt. Es kommen die in [23] formulierten Kriterien unter Berücksichtigung eines Sauerstoffkriteriums zur Anwendung.

Für den Tunnelnutzer sind die ersten Minuten nach Brandbeginn bzw. der Verlauf der Brandentstehungsphase von alleiniger Bedeutung. Diese Phase des Brands wird (nahezu) allein durch den Lachenbrand dominiert. Es sei daher auf die in [20] dokumentierten Schlussfolgerungen verwiesen.

Bezüglich der Auswirkungen auf die thermische Beanspruchung des Tunnels kann verallgemeinert festgestellt werden, dass v. a. bei Tunneln mit konstanter Längsneigung und großen Lachen infolge hoher Flüssigkeitsaustrittsgeschwindigkeit ein Brandüberschlag auf eine sehr große Anzahl weiterer Fahrzeuge (teilweise > 200) mit entsprechend hoher Brandlast zu erwarten ist. In Gegenverkehrstunneln besteht die Gefahr, dass der Heißgasstrom den Brandüberschlag auf die in Ausströmrichtung stehenden Fahrzeuge initiiert. Hingegen ist bei Richtungsverkehrstunneln mit örtlich begrenztem Flüssigkeitslachenbrand dann ein Brandüberschlag auf eine größere Anzahl im Tunnel befindlicher Fahrzeuge nicht zu erwarten, wenn die mechanische Zwangslüftung zu Brandbeginn einen signifikanten Volumenstrom in Fahrtrichtung bewirkt und die Fahrzeuge, welche sich in Fahrtrichtung vor der Flüssigkeitslache befinden, den Tunnel verlassen können.

Es sei wiederholend zu den in [20] dokumentierten Feststellungen an die Bedeutung der Tunnelentwässerung zur Begrenzung der Folgen eines Flüssigkeitslachenbrands erinnert. Vor allem bei Tunneln mit muldenförmigem Straßenlängsprofil und Leckagen mit austretenden Flüssigkeitsmengen von 300 kg/s ist der Anteil der tatsächlich abbrennenden Flüssigkeit im einstelligen Prozentbereich.

Bei den Szenarien mit den vergleichsweise geringen Austrittsmengen von 20,6 kg/s beträgt das Verhältnis der verbrennenden Flüssigkeit zur Gesamtmenge maximal ca. 0,35. Das heißt, nur ca. 35 % der austretenden Flüssigkeit, nämlich ca. 10.000 kg bzw. ca. 12.500 l, verbrennen. Der überwiegende Anteil wird also von der Tunnelentwässerung aufgenommen. Kommt es bei diesen Szenarien zum Brandüberschlag auf weitere im Tunnel befindliche

Fahrzeuge, kann dies zur Folge haben, dass die begrenzte Sauerstoffversorgung die Menge der verbrennenden Flüssigkeit begrenzt, infolgedessen der Anteil der abfließenden Flüssigkeitsmenge steigt.

Die Brände mit Austrittsgeschwindigkeiten von 300 kg/s sind im Gegensatz zu den Bränden mit Austrittsgeschwindigkeiten von 20,6 kg/s generell ventilationsgesteuert, d. h., die Energiefreisetzungsrates durch den verfügbaren Sauerstoff begrenzt. Bei den Szenarien mit einer größeren Anzahl brennender Fahrzeuge liegt ebenfalls ein ventilationsgesteuerter Brand vor (weshalb die HRR bei der Modellbildung iterativ vermindert wurde). Würde mehr Sauerstoff zur Verfügung stehen, hätte dies noch höhere Energiefreisetzungsrates, aber geringere Branddauern zur Folge. Dies ist v. a. bei größeren Tunnelquerschnitten und stärkerer Längsneigung der Fahrbahn durch die bessere Thermik zu erwarten.

Um den Einfluss weiterer Faktoren wie eine veränderte Straßentopologie (ebener Fahrbahnverlauf, kuppenförmiges Straßenlängsprofil) oder der Tunnellänge zu quantifizieren, sind hingegen weitere Untersuchungen notwendig.

Die ermittelten Energiefreisetzungsrates und Gesamtenergien entsprechen weitestgehend den Literaturangaben (vgl. z. B. [7, 14, 16]), können aber diese signifikant überschreiten, wenn der Brandüberschlag auf eine größere Anzahl im Tunnel befindlicher Fahrzeuge erfolgt.

Aufgrund der Tatsache, dass der Verlauf der adiabaten Bauteiloberflächentemperatur an jeder Stelle im Tunnel unterschiedlich ist, wurden Kriterien definiert, um die für das Bauwerk ungünstigste Temperaturbeanspruchung abzuleiten und bewerten zu können.

Die auf Basis dieser Kriterien ermittelten Orte innerhalb des Tunnels mit besonders hoher Temperaturbeanspruchung befinden sich größtenteils im Bereich der Flüssigkeitslache bzw. im Bereich des mit Holzpaletten beladenen Lkw. Die Maximaltemperatur wird dabei durch diese zwei Brandlasten (Lache und mit Holzpaletten beladener Lkw) weitestgehend bestimmt. Es kann also geschlussfolgert werden, dass zwar die an anderen Orten im Tunnel vorherrschende Maximaltemperatur infolge der zusätzlich brennenden Fahrzeuge steigt, nicht aber die Temperatur im Bereich dieser Brandlast selbst.

Die begrenzte Sauerstoffversorgung als Folge einer großen Anzahl brennender Fahrzeuge führt jedoch zu einer Verlängerung der Branddauer und damit zu einer Erhöhung der Temperaturbeanspruchung des Bauteils.

Anhand von Temperaturfeldberechnungen mittels Finite-Elemente-Methode und auf Basis umfangreicher experimenteller Erfahrung bzgl. des Abplatzverhaltens von Beton im Brandfall kann begründet angenommen werden, dass die Beanspruchung der Tunneltragstruktur infolge der untersuchten Brandszenarien durch den ZTV-ING- bzw. verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf ausreichend sicher abgeschätzt werden kann.

Für die Bestätigung, dass das Abplatzverhalten eines geeigneten PP-Faserbetons nicht signifikant stärker sein wird als gemäß ZTV-ING-Kurve, wird eine experimentelle Verifizierung ausdrücklich empfohlen.

Eine sicher pauschalisierte, im Detail unzulässige und nicht ausschließlich auf eindeutig festgelegten Schemata basierende, dennoch in der Tendenz aussagekräftige Beurteilung erfolgt mit dem in Tabelle 14 ausgewiesenen fünfstufigen Ranking der Szenarien bezüglich Bauwerksbeanspruchung (1 bedeutet hohe Beanspruchung, 5 vergleichswei-

se geringe Beanspruchung) und bezüglich Gefährlichkeit für den Nutzer (1 bedeutet besonders große Gefahr für den Nutzer, 5 keine besonders große Gefahr für den Nutzer). Es sei darauf hingewiesen, dass die Beurteilung der Gefahr für den Nutzer aus [20] übernommen wurde, da die Selbstrettungsmöglichkeit nur in den ersten, vom Flüssigkeitslachenbrand bestimmten Minuten möglich ist. Bezüglich der Bauwerksbeanspruchung ist aufgrund der größeren Branddauer der Fall B mit der Möglichkeit des Brandüberschlags auf weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge gegenüber dem Fall A maßgebend.

Die Beantwortung der Frage, wie die Tunneltragstruktur bzw. die zum Schutz kritischer Infrastruktur entwickelten Werkstoffe der zu erwartenden Brandeinwirkung standhalten, ist nicht allein auf Basis von Berechnungen möglich. Daher wurden sogenannte Plattenbrandversuche (Bauteilversuche mit einseitiger Temperaturbeanspruchung) unter Anwendung des ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlaufs mit verschiedenen Probekörpern durchgeführt. Die Versuche dienten einerseits der Beurteilung des Werkstoffverhaltens der Schutzschichten hinsichtlich des Auftretens von Abplatzungen und andererseits der Beurteilung der konstruktiven Durchbildung, insb. der Fugen, Verankerungen und der Anschlüsse.

Insofern schließt der vorliegende Bericht den logischen Kreis von der Ermittlung der Beanspruchung auf Basis von validierten Modellen über die Ableitung vergleichender und auf der sicheren Seite liegender Anforderungen bis zur experimentellen Prüfung zur Beurteilung des Verhaltens der Werkstoffe und der Konstruktion.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Auswertung von Tunnelunfällen in den vergangenen 40 Jahren hat gezeigt, dass Brände in Tunneln keine Seltenheit sind und ohne schnelles Eingreifen durch die Feuerwehr in Katastrophen enden können. Um die Auswirkungen eines Lachenbrands infolge aus einem Tanklastfahrzeug austretenden Benzins abschätzen zu können, wurden in [20] 16 verschiedene Szenarien definiert. Für diese 16 Szenarien wurde mit den im Kapitel 3 beschriebenen Modellen analysiert, welche Folgen ein Brand hat, wenn dieser auf einen mit Holzpaletten belade-

Bezeichnung	Bzgl. Bauwerksbeanspruchung	Bzgl. Gefahr für den Nutzer
RechtNeigGV300	2	1
RechtNeigRV300	3	1
RechtNeigGV20,6	1	3
RechtNeigRV20,6	1	3
RechtMuldeGV300	2	2
RechtMuldeRV300	2	2
RechtMuldeGV20,6	1	3
RechtMuldeRV20,6	1	3
GewNeigGV300	2	1
GewNeigRV300	3	1
GewNeigGV20,6	1	3
GewNeigRV20,6	1	3
GewMuldeGV300	2	2
GewMuldeRV300	2	2
GewMuldeGV20,6	1	3
GewMuldeRV20,6	1	3

Tab. 14: Ranking der Szenarien bezüglich Bauwerksbeanspruchung und bezüglich Gefahr für den Nutzer

nen Lkw (Fall A) oder sogar auf weitere im Tunnel befindliche Pkw und Lkw (Fall B) überschlägt. Die Ergebnisse sind zusammenfassend in Kapitel 3.8 sowie in den Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 zu diesem Forschungsbericht dokumentiert.

Die Modelle basieren auf den Erkenntnissen aus experimentellen Untersuchungen, welche teilweise auch aus dem innerhalb dieses Forschungsvorhabens durchgeführten originalmaßstäblichen Großbrandversuch erworben wurden. Dies bezieht sich sowohl auf die Kriterien, welche zum Brandüberschlag führen, als auch auf die sehr schnelle Brandentwicklung.

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass durch dieses Forschungsvorhaben neue Erkenntnisse in Bezug auf Temperaturentwicklung und Auswirkung auf die Konstruktion gewonnen werden konnten und der Austritt brennbarer Flüssigkeiten nicht nur ein erhebliches Gefahrenpotenzial, v. a. für die Tunnelnutzer, in sich birgt, sondern auch einen Brandüberschlag auf eine sehr große Anzahl weiterer im Tunnel befindlicher Fahrzeuge zur Folge haben kann.

Die Brände breiten sich bei den Tunneln mit konstanter Längsneigung sehr schnell aus. Die Entstehung einer Verpuffung bzw. BLEVE ist wahrscheinlich, sodass auch weit vom Brandherd entfernte Personen in unmittelbarer Gefahr sind. Die schnelle Rauchentwicklung sorgt dafür, dass die Sichtweiten schon nach wenigen Minuten gegen Null gehen. Zudem wird der Sauerstoffgehalt im Bereich der ausströmenden Heißgase sehr schnell so gering, dass dessen niedrige Konzentration tödlich ist.

Die Wirkung von Strahlventilatoren bei den untersuchten Brandszenarien ist gering. Sie bewirken jedoch eine Initialausrichtung des Gasstroms bei Tunneln mit muldenförmigem Straßenlängsprofil. Bei konstant geneigten Tunneln bestimmt die Thermik die Richtung des Gasstroms. Das heißt aber nicht, dass auf die Strahlventilatoren verzichtet werden sollte, da diese bei den in der überwiegenden Anzahl vorkommenden kleineren Bränden hervorragende Dienste leisten.

Im Vergleich zu den in [20] dokumentierten reinen Flüssigkeitslachenbränden muss infolge der zusätzlichen Brandlast durch den mit Holzpaletten beladenen Lkw und ggf. weitere im Tunnel befindliche Fahrzeuge von einer größeren Branddauer und

damit von einer signifikant erhöhten Temperaturbeanspruchung der Tunneltragstruktur ausgegangen werden.

Obwohl die maximalen Gastemperaturen größer als 1.200 °C sein können, sind die Auswirkungen auf die Tragstruktur nicht größer als infolge eines Brands, dessen Temperatur-Zeit-Verlauf dem ZTV-ING-Verlauf entspricht. Es sei aber angemerkt, dass aus den Szenarien unter noch ungünstigeren Bedingungen (z. B. im Falle eingeschränkt funktionsfähiger Schlitzrinnen) Auswirkungen entstehen könnten, die nur durch den verlängerten ZTV-ING-Temperatur-Zeit-Verlauf abgedeckt werden.

Auch das Abplatzverhalten des Betons wird nach bisherigen Erfahrungen nicht signifikant stärker sein als bei dem genannten Vergleichsbrand. Eine experimentelle Verifizierung wird jedoch ausdrücklich empfohlen.

Aufgrund der gewählten Randbedingungen sind die Ergebnisse auf Tunnel mit ähnlichem Querschnitt direkt übertragbar, jedoch nicht ohne weiteres auf Tunnel mit signifikant anderen Querschnitten. Gerade bei größeren Tunnelquerschnitten könnte die bessere Sauerstoffversorgung höhere Energiefreisetzungsraten, ggf. geringere Strömungsgeschwindigkeiten und demzufolge höhere Temperaturen bedingen.

Die Gefahr für den Menschen ist durch die untersuchten Flüssigkeitsbrandszenarien unabhängig von zusätzlich sich entzündenden Fahrzeugen durch die mögliche Verpuffung, die schnelle Sauerstoffknappheit und die geringen Sichtweiten am größten.

Die Beanspruchung für das Bauwerk ist bei den Szenarien mit lang andauerndem Brand am größten. Der Ort der höchsten Temperaturbeanspruchung befindet sich im Bereich der Lache bzw. des mit Holzpaletten beladenen Lkw.

Die im Forschungsvorhaben gewonnenen Erkenntnisse bilden eine profunde Basis für darauf aufbauende Untersuchungen und Bewertungen von Rettungsszenarien und Werkstoffkonzepten. Die in den Anlagen A1 bis A16 bzw. B1 bis B16 ausgewiesene umfangreiche Dokumentation der Berechnungsergebnisse gewährleistet, dass die innerhalb dieses Vorhabens erzielten Erkenntnisse für weitere Forschungsvorhaben und die praktische Anwendung direkt genutzt werden können.

7 Literatur

- [1] EuroTest: Chronology: Serious tunnel accidents since 1970, <http://www.eurotestmobility.com/eurotap.php?itemno=245&lang=EN> (aufgerufen am 02.03.2010), Brussels, Belgium, 2010
- [2] LACROIX, D.: The Mont Blanc Tunnel Fire: What happened and what has been learned 4th International Conference on Safety in Road and Rail Tunnels, Madrid, 2-4 April 2001, 2001
- [3] KRATZMEIR, S.: Brandschutz im Eurotunnel. Tunnel, 2010, 7, 33-36
- [4] DEHN, F.; NAUSE, P.; HAUSWALDT, S.; APEL, F.; WILLMES, M.: Brand- und Abplatzverhalten von selbstverdichtendem Beton (SVB) für den Tunnelbau – Der Citytunnel Malmö als Beispiel. Beton- und Stahlbetonbau, 2007, 102, 4-49
- [5] DEHN, F.; NAUSE, P.; JUKNAT, M.; ORGASS, M.; KÖNIG, A.: Brand- und Abplatzverhalten von Faserbeton in Straßentunneln. Schlussbericht zum BAST-Forschungsprogramm Straßenwesen. MFPA Leipzig GmbH, 2007
- [6] GAWIN, D.; PESAVENTO, F.; SCHREFLER, B. A.: What physical phenomena can be neglected when lighting concrete at high temperature? A comparative study. Part 1: Physical phenomena and mathematical. Model International Journal of Solids and Structures 48 (2011) 1927-1944
- [7] BERGMEISTER, K.; MATOUSEK, M.; HAACK, A.: Tunnelsicherheit. Betonkalender 2005, Ernst & Sohn
- [8] DEHN, F.; KOTTHOFF, I.; NEUMANN, N.; HEGEMANN, K.; HEIDE, U. & SCHMIDT, J.: Schlussbericht zum BAST-Forschungsprogramm Straßenwesen FE 15.0506/2010/ERB Brandversuche in Tunneln – Untersuchungen zum Austritt brennbarer Flüssigkeiten. MFPA Leipzig GmbH, 2011
- [9] RABT – Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln
- [10] SIMON, P.; SCHLEE, S.; SCHMIDT, J.; DEHN, F.: Energy field model for confined spaces considering the effects of ventilation, firefighting systems and various types of leakage. Fire Safety Journal, submitted 2013
- [11] McGRATTAN, K.; HOSTIKKA, S.; FLOYD, J.; BAUM, H.; REHM, R.; MELL, W.; McDERMOTT, R.: Fire Dynamics Simulator (Version 5) – Technical Reference Guide. NIST Special Publication 1018-5
- [12] DiNENNO, P.; DRYSDALE, D.; BEYLER, C.; WALTON, D.; CUSTER, R.; HALL, J. & WATTS, J.: Society of Fire Protection Engineers. In: BETHESDA, M. (ed.): Handbook of Fire Protecting Engineering. National Fire Protection Association. Quincy, Massachusetts, 2002
- [13] HOSSER, D.: Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes. Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb), 2. Auflage, Altenberge, Deutschland, 2009
- [14] SCHNEIDER, U.; HORVATH, J.: Brandschutz-Praxis in Tunnelbauten. Bauwerk-Verlag, 2006
- [15] WICKSTRÖM, U.: Adiabatic Surface Temperature And The Plate Thermometer For Calculating Heat Transfer And Controlling Fire Resistance Furnaces. Fire Safety Science 9: 1227-1238, 2009
- [16] BEARD, A.; CARVEL, R.: The Handbook of Tunnel Fire Safety. Th. Telford Publishing, 2005
- [17] Bundesanstalt für Straßenwesen (BAST): Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten, ZTV-ING
- [18] DIN EN 1992-1-2: 2010-12: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall
- [19] DEHN, F.; KOENDERS, E. A. B.: Proceedings of 1st International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure. 2009
- [20] SCHMIDT, J.; SIMON, P.; SCHLEE, S.; DEHN, F.: Simulation von Großbränden in Straßentunneln. BAST-Forschungsbericht FE 86.0093/2012. MFPA Leipzig GmbH, 2012

- [21] SCHMIDT, J.; SIMON, P.; GUDER, T. & DEHN, F. Auswirkung extremer Brandszenarien auf die Tragfähigkeit und Dauerhaftigkeit von Brückenbauwerken. BAST-Forschungsbericht FE 89.0278/2012. MFPA Leipzig GmbH, 2013
- [22] CHEONG, M. K.; CHEONG, W. O.; LEONG, K. W.; LEMAIRE, A. D.; NOORDIJK, L. M.; TARADA, F.: Heat Release Rates of Heavy Goods Vehicle Fires in Tunnels. BHR International Symposium on Aerodynamics, Ventilation and Fire in Tunnels, Barcelona, Spain, 2013
- [23] STEINERT, C.: Feuerübersprung und Abbrandverhalten von Personenkraftwagen, Teil 1 (1998) und Teil 2 (2000). Forschungsbericht der MFPA Leipzig GmbH
- [24] WILK, E.: Auswertung von Originalbrandversuchen der Jahre 1996 bis 2014. Unveröffentlicht
- [25] McCAFFREY, B. J.; HESKESTAD, G.: A Robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application. Combustion and Flame 26:125-127, 1976
- [26] HILDEBRAND, C.; WILK, E.: Zur vergleichenden Betrachtung von Temperatur-Zeit-Verläufen bei Raumbränden. Leitstelle Bautechnischer Brandschutz – Bauakademie der DDR, Leipzig, Deutschland, 1987
- [27] Studiengesellschaft Stahlanwendung e. V.: EUREKA-Projekt EU 499: FIRETUN – Fires in Transport Tunnels. Düsseldorf, Deutschland, 1995
- [28] JANSSENS, M.: „Calorimetry In: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. P. J. DiNENNO (ed.). National Fire Protection Association, 3-38–3-62, Quincy, MA, USA, 2002
- [29] Normenausschuss Bauwesen im DIN – Deutsches Institut für Normung e. V.: DIN 18230-2:1999-01 Baulicher Brandschutz im Industriebau, Teil 2: Ermittlung des Abbrandverhaltens von Materialien im Lageranordnung, Werte für den Abbrandfaktor m , Januar 1999

Schriftenreihe

Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen

Unterreihe „Brücken- und Ingenieurbau“

2009

- B 67: Brandkurven für den baulichen Brandschutz von Straßentunneln
Blosfeld € 17,50
- B 68: Auswirkungen des Schwerlastverkehrs auf die Brücken der Bundesfernstraßen – Teile 1-4
Kaschner, Buschmeyer, Schnellenbach-Held, Lubasch, Grünberg, Hansen, Liebig, Geißler
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann kostenpflichtig unter www.nw-verlag.de heruntergeladen werden. € 29,50
- B 69: Berücksichtigung der Belange behinderter Personen bei Ausstattung und Betrieb von Straßentunneln
Wagener, Grossmann, Hintzke, Sieger € 18,50
- B 70: Frost-Tausalz-Widerstand von Beton in Brücken und Ingenieurbauwerken an Bundesfernstraßen
Tauscher € 14,50

2010

- B 71: Empfehlungen für geschweißte KK-Knoten im Straßenbrückenbau
Kuhlmann, Euler € 22,50
- B 72: Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von permanenten Anti-Graffiti-Systemen
Weschpennig, Kropf, von Witzhausen € 13,50
- B 73: Brand- und Abplatzverhalten von Faserbeton in Straßentunneln
Dehn, Nause, Juknat, Orgass, König
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann kostenpflichtig unter www.nw-verlag.de heruntergeladen werden. € 21,00
- B 74: Verwendung von Anti-Graffiti-Systemen auf Mauerwerk
Müller € 14,00
- B 75: Sachstand Verstärkungsverfahren – Verstärken von Betonbrücken im Bestand
Schnellenbach-Held, Peeters, Scherbaum € 13,50

2011

- B 76: Instandsetzung und Verstärkung von Stahlbrücken unter Berücksichtigung des Belagssystems
Sedlacek, Paschen, Feldmann, Geßler, Möller, Steinauer, Scharnigg € 17,00
- B 77: Anpassung von DIN-Fachberichten „Brücken“ an Eurocodes
Teil 1: DIN-FB 101 „Einwirkung auf Brücken“
Teil 2: DIN-FB 102 „Betonbrücken“
Teil 3: DIN-FB 103 „Stahlbrücken“
Teil 4: DIN-FB 104 „Verbundbrücken“
Freundt, Böning, Maurer, Arnold, Gedwien, Müller, Schrick, Tappe, Kuhlmann, Rasche, Froschmeier, Euler, Hanswille, Brauer, Bergmann
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann kostenpflichtig unter www.nw-verlag.de heruntergeladen werden. € 29,50

B 78: Bemessung von Wellstahlbauwerken – Vergleich nach den bisherigen und den neuen Richtlinien
Kuhlmann, Günther, Krauss

Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann kostenpflichtig unter www.nw-verlag.de heruntergeladen werden. € 18,50

B 79: Untersuchungen zur Querkraftbemessung von Spannbohlenbalken mit girlandenförmiger Spanngliedführung

Maurer, Kiziltan, Zilch, Dunkelberg, Fitik
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann kostenpflichtig unter www.nw-verlag.de heruntergeladen werden. € 15,50

B 80: Lautsprecheranlagen und akustische Signalisierung in Straßentunneln

Mayer, Reimann, Löwer, Brettschneider, Los € 16,00

B 81: Quantifizierung der Lebensdauer von Betonbrücken mit den Methoden der Systemanalyse

Müller, Vogel, Neumann € 14,50

B 82: Verkehrslastmodelle für die Nachrechnung von Straßenbrücken im Bestand

Freundt, Böning € 16,00

B 83: Konzeption zur Nachrechnung bestehender Straßenbrücken

Maurer, Kolodziejczyk, Zilch, Dunkelberg € 16,00

B 84: Prüfung des Frost-Tausalz-Widerstandes von Beton mit dem modifizierten CDF-Verfahren (XF2)

Gehlen, Lowke, Milachowski € 15,00

B 85: Entwicklung von Verfahren einer zuverlässigkeitsbasierten Bauwerksprüfung

Zilch, Straub, Dier, Fischer € 19,50

B 86: Untersuchungen an Bauwerken aus hochfesten Beton

Nguyen, Freitag € 13,50

2012

B 87: Vermeidung von Glättebildung auf Brücken durch die Nutzung von Geothermie

Feldmann, Döring, Hellberg, Kuhnhenne, Pak, Mangerig, Beucher, Hess, Steinauer, Kemper, Scharnigg € 17,00

B 88: Anpralllasten an Schutteinrichtungen auf Brücken – Anpassung der DIN-Fachberichte „Stahlbrücken“ und „Verbundbrücken“ an endgültige Eurocodes und nationale Anhänge einschließlich Vergleichsrechnungen

Kuhlmann, Zizza, Günther € 15,50

B 89: Nachrechnung von Betonbrücken zur Bewertung der Tragfähigkeit bestehender Bauwerke

Maurer, Heeke, Kiziltan, Kolodziejczyk, Zilch, Dunkelberg, Fitik € 19,50

B 90: Fugenbewegung an der Ruhrtalbrücke Mintard

Eilers, Quaas, Staack € 14,00

2013

B 91: Priorisierung und Nachrechnung von Brücken im Bereich der Bundesfernstraßen – Einfluss der Einwirkungen aus Verkehr unter besonderer Berücksichtigung von Restnutzungsdauer und Verkehrsentwicklung

Freundt, Böning € 15,00

B 92: Kriterien für die Anwendung von unbewehrten Innenschalen für Straßentunnel

Kaundinya € 14,00

B 93: Querkrafttragfähigkeit von Fahrbahnplatten – Anpassung des DIN-Fachberichtes „Betonbrücken“ an die endgültige Eurocodes und nationale Anhänge einschließlich Vergleichsrechnungen

Hegger, Reißer € 17,50

B 94: Baulicher Brandschutz für Tunnel in offener Bauweise – Rechnerischer Nachweis
Peter, Knief, Schreyer, Piazzola
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 95: Erfahrungen mit selbstverdichtendem und hochfestem Beton im Brücken- und Ingenieurbau an Bundesfernstraßen
Tauscher € 17,00

B 96: Geothermischen Anlagen bei Grund- und Tunnelbauwerken
Adam € 17,00

B 97: Einfluss der veränderten Verkehrsführung bei Ertüchtigungsmaßnahmen auf die Bauwerksbeanspruchungen
Freundt, Böning € 15,00

2014

B 98: Brückenseile – Gegenüberstellung von vollverschlossenen Seilen und Litzenbündelseilen
Friedrich
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 99: Intelligente Brücke – Zuverlässigkeitsbasierte Bewertung von Brückenbauwerken unter Berücksichtigung von Inspektions- und Überwachungsergebnissen
Fischer, Schneider, Thöns, Rücker, Straub
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 100: Roadtraffic Management System (RTMS)
Freundt, Vogt, Böning, Pierson, Ehrle € 15,00

B 101: Adaptive Spannbetonstruktur mit lernfähigem Fuzzy-Regelungssystem
Schnellenbach-Held, Fakhouri, Steiner, Kühn € 18,50

B 102: Adaptive ‚Tube-in-Tube‘-Brücken
Empelmann, Busse, Hamm, Zedler, Girmscheid € 18,00

B 103: Umsetzung des Eurocode 7 bei der Bemessung von Grund- und Tunnelbauwerken
Briebrecher, Städing € 14,00

B 104: Intelligente Brücke – Konzeption eines modular aufgebauten Brückenmodells und Systemanalyse
Borrmann, Fischer, Dori, Wild
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 105: Intelligente Brücke – Machbarkeitsstudie für ein System zur Informationsbereitstellung und ganzheitlichen Bewertung in Echtzeit für Brückenbauwerke
Schnellenbach-Held, Karczewski, Kühn
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 106: Einsatz von Monitoringsystemen zur Bewertung des Schädigungszustands von Brückenbauwerken
Freundt, Vogt, Böning, Michael, Könke, Beinersdorf € 17,00

B 107: Materialeigenschaften von Kunststoffdichtungsbahnen bestehender Straßentunnel
Robertson, Bronstein, Brummermann € 16,00

B 108: Fahrzeug-Rückhaltesysteme auf Brücken
Neumann, Rauert € 18,50

B 109: Querkrafttragfähigkeit bestehender Spannbetonbrücken
Hegger, Herbrand € 17,00

B 110: Intelligente Brücke – Schädigungsrelevante Einwirkungen und Schädigungspotenziale von Brückenbauwerken aus Beton
Schnellenbach-Held, Peeters, Miedzinski
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 111: Erarbeitung von Modellen zur Bestimmung der Schadensumfangsentwicklung an Brücken
Müller € 15,00

2015

B 112: Nachhaltigkeitsberechnung von feuerverzinkten Stahlbrücken
Kuhlmann, Maier, Ummenhofer, Zinke, Fischer, Schneider € 14,00

B 113: Versagen eines Einzelelementes bei Stützkonstruktionen aus Gabionen
Placzek, Pohl
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 114: Auswirkungen von Lang-Lkw auf die sicherheitstechnische Ausstattung und den Brandschutz von Straßentunneln
Mayer, Brenberger, Großmann
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 115: Auswirkungen von Lang-Lkw auf die sicherheitstechnische Ausstattung und den Brandschutz von Straßentunneln
Mayer, Brenberger, Großmann
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 116: Überwachungskonzepte im Rahmen der tragfähigkeitsrelevanten Verstärkung von Brückenbauwerken aus Beton
Schnellenbach-Held, Peeters, Brylka, Fickler, Schmidt
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 117: Intelligente Bauwerke – Prototyp zur Ermittlung der Schadens- und Zustandsentwicklung für Elemente des Brückenmodells
Thöns, Borrmann, Straub, Schneider, Fischer, Bügler
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 118: Überwachungskonzepte für Bestandsbauwerke aus Beton als Kompensationsmaßnahme zur Sicherstellung von Standicherheit und Gebrauchstauglichkeit
Siegert, Holst, Empelmann, Budelmann
Dieser Bericht liegt nur in digitaler Form vor und kann unter <http://bast.opus.hbz-nrw.de/> heruntergeladen werden.

B 119: Untersuchungen zum Brandüberschlag in Straßentunneln
Schmidt, Simon, Guder, Juknat, Hegemann, Dehn € 16,00

Alle Berichte sind zu beziehen im:

Carl Schünemann Verlag GmbH
Zweite Schlachtpforte 7
28195 Bremen
Tel. (0421) 3 69 03-53
Fax (0421) 3 69 03-48
www.schuenemann-verlag.de

Dort ist auch ein Kompletverzeichnis erhältlich.