

**Bewertung von neuen
Berechnungsansätzen für lokale
Brände im Zuge der Novellierung
von EN 1991-1-2 Anhang C**

T 3369

T 3369

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2019

ISBN 978-3-7388-0324-2

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69

70504 Stuttgart

Nobelstraße 12

70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

Forschungsvorhaben Nr. P 52-5-4.203

Bewertung von neuen Berechnungsansätzen für lokale Brände im Zuge der Novellierung von EN 1991-1-2 Anhang C

Datum: 16.01.2019

Auftraggeber: Deutsches Institut für Bautechnik
Kolonnenstraße 30 B
10829 Berlin

Bericht: Abschlussbericht

Bearbeiter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß
Lisa Sander, M. Sc.

Inhaltsverzeichnis

1	Anlass und Zielsetzung	4
2	Verwendete Unterlagen	7
2.1	Fachbücher und Publikationen	7
2.2	Normen und Zulassungen	9
3	Grundlagen der analytischen Berechnungsgleichungen in Anhang C.....	10
3.1	Vorbemerkung	10
3.2	Bewertungsgrundlagen	11
3.3	Prinzip der virtuellen Flamme (solid flame).....	12
3.4	Berechnung der Temperaturen und der Netto-Wärmestromdichten	13
3.5	Berechnung des Konfigurationsfaktors.....	20
3.6	Berechnungsbeispiel.....	23
4	Vergleichsrechnungen mit realen Brandversuchen und CFD- Modellen.....	35
4.1	Vorbemerkung	35
4.2	Zusammenstellung realer Brandversuche (lokale Brände)	36
4.2.1	Allgemeines	36
4.2.2	Beispiel 1 Berechnungsbeispiel.....	37
4.2.3	Beispiel 2 VVT Test NFSC2 V-S1-3	37
4.2.4	Beispiel 3 Ulster Universität Test I7	38
4.2.5	Beispiel 4 iBMB LindaFire WV 13.....	40
4.2.6	Beispiel 5 Ulster Universität Test O36	41
4.2.7	Beispiel 6 Berechnungsbeispiel.....	43
4.3	Anwendung der neuen Bemessungsansätze	44
4.4	CFD-Modelle ausgewählter Poolbrände.....	48
4.4.1	Modellierung mit dem Fire Dynamics Simulator	48
4.4.2	Simulierte Bauteiltemperaturen und Wärmestromdichten.....	49
5	Systematische Vergleichsbetrachtung	52

5.1	Vorbemerkung	52
5.2	Vergleich der Wärmestromdichten und Temperaturen	52
5.2.1	Vorbemerkungen.....	52
5.2.2	Vergleich der Wärmestromdichten	53
5.2.3	Vergleich der Bauteiltemperaturen	59
5.3	Fazit.....	62
6	Zusammenfassung	64
ANHANG	66
Anlage		

1 Anlass und Zielsetzung

Mit Schreiben vom 20.11.2017 beauftragte das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) das Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig mit der Durchführung eines Forschungsvorhabens mit dem Arbeitstitel „Bewertung von neuen Berechnungsansätzen für lokale Brände im Zuge der Novellierung von EN 1991-1-2 Anhang C“.

In DIN EN 1991-1-2 [EN 1-1-2, 2010] ist aktuell ein vereinfachtes Verfahren enthalten, dass die Berechnung von thermischen Einwirkungen von Bauteilen bei lokalen Bränden ermöglicht. Auf Grundlage der Betrachtungen von Heskestad [4], [5] und Hasemi et. al. [2], [3] kann für lokale Brände eine Berechnung der Temperaturen im Feuer-Plume und des Netto-Wärmestroms im Bereich der brandbeanspruchten Bauteile im Deckenbereich vorgenommen werden. Beide Modelle wurden durch experimentelle Untersuchungen [7] validiert und haben sich in der Anwendung in Deutschland bereits bewährt. Eine Unterscheidung der Betrachtung der lokalen Brände wird dann durch die Flammenhöhe vorgenommen und ob eine Ausbildung einer Heißgasschicht im Deckenfeld möglich ist. Das Verhältnis von Flammenhöhe zur Deckenhöhe wird bei den vorhandenen Berechnungsgleichungen berücksichtigt. Das Verfahren wird durch die Anforderungen an den Durchmesser des Brandherdes und die Wärmefreisetzungsrate des lokalen Brandes begrenzt. Vereinfachte Verfahren zur Ermittlung des Konfigurationsfaktors, die in die neuen Ansätze miteingehen, sind im Anhang G des Eurocodes DIN EN 1991-1-2 gegeben.

Im Rahmen der Überarbeitung von EN 1991-1-2 wurde in CEN TC 250/SC1/WG4 ein Ansatz zur Erweiterung des vereinfachten Verfahrens für lokale Brände vorgestellt. Mit diesem neuen Ansatz sollen Bauteile nicht nur im Plumbereich, sondern auch seitlich versetzt neben dem Brandherd bemessen werden können. Der Vorschlag der neuen Ansätze des lokalen Brandes und die Berechnung der thermischen Einflüsse, die im Dokument [6] von der Projektgruppe SC1.T1 vorliegen, enthalten unterschiedliche Einflussgrößen wie die Flammenhöhe, Temperaturen im Bereich der Flammenachse, Emissivität der Flamme, Ventilationsbedingungen und Flammenstrahlung bei lokalen Bränden. Die ergänzenden Ansätze und die daraus resultierenden analytischen Berechnungsformeln basieren auf Grundlage der Überlegungen von Heskestad und Hasemi, die bereits im Anhang C ihre Anwendung finden.

In Abhängigkeit der Flammenhöhe des lokalen Brandes zur Deckenhöhe ist eine Berechnung des thermischen Einflusses von Bauteilen möglich. Bisher werden dabei die folgenden Positionen der Bauteile, die einem lokalen Brand ausgesetzt sind, betrachtet:

- Bauteil in der vertikalen Achse des Heißgasstromes (Plume) des lokalen Brandes,

- Bauteil im Deckenbereich, wenn die Flammen des lokalen Brandes die Decke erreichen.

Die ergänzenden Ansätze sollen es ermöglichen, die thermischen Einflüsse (Temperatur/ Netto- Wärmestromdichte) für Bauteile, die nicht im Deckenbereich oder in vertikaler Achse des lokalen Brandes angeordnet sind, sprich sich außerhalb des Heißgasstromes befinden, ebenfalls berechnen zu können [6]. Auf Grundlage von numerischen und experimentellen Untersuchungen der Projektgruppe bestehend aus der Universität Liège (Belgien), der Universität Ulster (Nord-Irland) und RISE (Schweden) soll der Anhang C durch neue Berechnungsformeln erweitert werden, die eine Berechnung der thermischen Einflüsse für brandbeanspruchte Bauteile, die außerhalb der vertikalen Plumeachse des lokalen Brandes liegen (beispielsweise für Stützen), ermöglichen.

Im vorliegenden Forschungsvorhaben sollen die neuen Bemessungsansätze, die künftig im Anhang C zur DIN EN 1991-1-2 ergänzend aufgeführt sein sollen, systematisch untersucht und hinsichtlich des vorgesehenen Anwendungsbereiches und der angenommenen Randbedingungen bewertet werden. Ferner wird eine Prüfung der Richtigkeit der analytischen Berechnungsgleichungen des neuen Bemessungsansatzes vorgenommen.

Hierfür sollen mit Hilfe von Vergleichsrechnungen ein weites Parameterfeld der neuen analytischen Berechnungsgleichungen untersucht werden. Aus dem Vergleich von realen Messergebnissen lokaler Brände und den berechneten Temperaturen und Netto-Wärmeströme der neuen analytischen Berechnungsgleichungen soll die Anwendbarkeit der Berechnungsformeln überprüft werden. Dazu soll unter Berücksichtigung des gesamten Geltungsbereichs, der in den vorgestellten neuen Bemessungsansätzen abgedeckt wird, berücksichtigt und die Temperaturen und Netto-Wärmestromdichten von Bauteile mit unterschiedlichen Positionen (in Flammenachse, im Deckenbereich, Abstand zur vertikalen Flammenachse) ermittelt werden. Als Beurteilungskriterium dienen zusätzlich die Simulationsergebnisse von Computational Fluid Dynamics (CFD)- Modellen, die mittels des, für den vorliegenden Anwendungsfall validierten und international anerkannten, Fire Dynamics Simulator (FDS) erzeugt wurden. Eine punktuelle Prüfung auf Übereinstimmung wird anhand der Simulationsergebnisse und der Ergebnisse der analytischen Berechnungsformeln vorgenommen.

Ziel der Untersuchungen ist es aufzuzeigen, dass die Anwendung der ergänzenden Bemessungsansätze auf der sicheren Seite liegt und in welchen Bereichen den neuen Bemessungsansätzen Grenzen gesetzt sind. Zudem werden die Randbedingungen, die in den Hintergrunddokumenten [18] - [26] ausgeführt werden, hinsichtlich der Ausführbarkeit und Plausibilität ge-

prüft. Die Aufbereitung der Versuchsdaten und der Vergleich mit den Ergebnissen aus Berechnungen mit den neuen Bemessungsansätzen erlaubt eine Aussage über mögliche Unsicherheiten der Berechnungsgleichungen. Somit kann sichergestellt werden, dass das bisherige Sicherheitsniveau in Deutschland beibehalten wird.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sollen direkt in die Working Group 4 zum Eurocode 1 (EN 1991 Teil 1-2) eingebracht werden.

Der vorliegende Bericht gliedert sich in sechs Kapitel, die entsprechend der Aufgliederung in einzelne Forschungsabschnitte gewählt wurden. In Kapitel 1 werden Anlass und Zielsetzung beschrieben, in Kapitel 2 werden die verwendeten Unterlagen aufgelistet.

Kapitel 3 des Berichts enthält die Ergebnisse des Sichtens und Bewertens der Grundlagen der im Zuge der Novellierung von DIN EN 1991-1-2 neu ergänzenden Bemessungsansätze in Anhang C.

Das Kapitel 4 enthält die Durchführung von Vergleichsrechnungen unter Verwendung realer Messdaten lokaler Brände und Daten aus CFD- Modellen. Kapitel 5 enthält einen systematischen Vergleich der Ergebnisse, bezogen auf die gewählten Parameter sowie die Temperaturen und Netto-Wärmestromdichten von vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung.

In Kapitel 6 werden die Ergebnisse des Forschungsvorhabens zusammengefasst und Empfehlungen für die Anwendung der neuen Bemessungsansätze gegeben.

2 Verwendete Unterlagen

2.1 Fachbücher und Publikationen

- [1] FDS- Fire Dynamics Simulator, Version 6.2.1, <https://pages.nist.gov/fds-smv/>, Stand 18.05.2017.
- [2] Hasemi Y. and Tokunaga T.: Flame Geometry Effects on the Buoyant Plumes from Turbulent Diffusion Flames, Fire Science and Technology, Vol. 4, 1984.
- [3] Hasemi Y., Yokobayashi Y., Wakamatsu T. and Ptchelintsev A.: Fire Safety of Building Components Exposed to a Localized Fire - Scope and Experiments on Ceiling/Beam System Exposed to a Localized Fire, ASIAFLAM's 95, Hong Kong, 1995.
- [4] Heskestad G.: Luminous heights of turbulent diffusion flames, Fire Safety Journal, 5:103-108, 1983.
- [5] Heskestad G.: Engineering relations for fire plumes, Fire Safety Journal, S.25-32, 1984.
- [6] New Draft of Annex C: M515_Eurocode_SC1_T1_Draft New Annex C_v5.dox, Stand 2016 (unveröffentlicht).
- [7] Zukoski E.E., Kubota T. and Cetegen B.: Entrainment in fire plumes, Fire Safety Journal, p.107-121, 1981.
- [8] Zehfuß, J.; Sobiegalla, L.; Küppers, J.: Experimentelle und numerische Untersuchungen von Brandszenarien vor Fassaden unter Berücksichtigung verschiedener Abstände. In: Bautechnik 93, Heft 8, S. 555-566, 2016.
- [9] Schleich, J.-B. et al.: Natural fire safety concept- Full-scale tests, implementation in the Eurocodes and development of a user-friendly design tool. Final Report EUR 20580 EN, European Commission, Technical steel research, Brussels, 2003.
- [10] CEN-TC250-SC1_N0923_SC1-T1_Final_Draft_EN_1991-1-2_Action, Stand Oktober 2017.
- [11] CEN-TC250-SC1-WG4_N0035_CENTC_250SC_1_N_1049_-_SC1T1_Final_Draft_EN_1991-1-2_Fire_Actions_April_2018, Stand April 2018.
- [12] Drysdale, D.: An introduction to Fire dynamics 2nd Edition, Wiley, Chichester United Kingdom, 1998.
- [13] Karlsson, B., Quintiere, J.G.: Enclosure fire dynamics, CRC Press, Boca Raton, FL, USA, 2000.
- [14] Sokol, Z.: Report 3.2.2.2-13 Simplified Model For Temperature Prediction Of Columns, Prague: CIDEAS, 2009.
- [15] Mudan, K.S.: Thermal radiation hazards from hydrocarbon pool fires, Progress Energy Combustion Science, 10:59-80, 1984.

- [16] Wickström, U.: Temperature Calculation in Fire Safety Engineering. Luleå University of Technology, Sweden, Springer International Publishing, Switzerland, 2016.
- [17] Hosser, D.; Kampmeier, B.; Zehfuß, J.: Überprüfung der Anwendbarkeit von Alternativen Ansätzen nach Eurocode 1 Teil 1-2 zur Festlegung von Brandschutzanforderungen bei Gebäuden. Schlussbericht ZP 52-5-3.83-1041/03. Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, Dezember 2004.
- [18] M515-SC1-T1-Doc 1-State-of-the-art on Localised Fires.docx, Stand January 2016 (unveröffentlicht).
- [19] M515-SC1-T1-Doc 2-Compilation of publications related to Localised fire.pdf, Stand 2016 (unveröffentlicht)
- [20] M515-SC1-T1-Doc 3-Review of Simple Models for Localised fire.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [21] M515-SC1-T1-Doc 4-First Draft of Localised Fire Method.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [22] M515-SC1-T1-Doc 5-Background of First Draft of Localised Fire Method.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [23] M515-SC1-T1-Doc 6-Validation of First Draft of Localised Fire Method.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [24] M515-SC1-T1-Doc 7-Design Examples of First Draft of Localised Fire Method.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [25] M515-SC1-T1-Doc 8-Localised Fire Tests on engulfed elements.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [26] M515-SC1-T1-Doc 9-Localised Fire Tests on elements situated outside the fire.docx, Stand April 2016 (unveröffentlicht).
- [27] LOCAFI: Temperature assessment of a vertical steel member subjected to localised fire, Final report, Contract RFSR-CT-2012-00023, 2006.
- [28] Hosser, D. (Hrsg.): Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes. Technischer Bericht vfdb TB 04-01, 3. Auflage November 2013. Altenberge, Braunschweig: vfdb, 2013.

2.2 Normen und Zulassungen

- [EC1-1-2] DIN EN 1991-1-2: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002 + AC:2009, Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010.
- [NA1-1-2] DIN EN 1991-1-2/NA: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke, Beuth Verlag GmbH, September 2015.
- [EC3-1-2] DIN EN 1993-1-2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1993-1-2:2005 + AC:2009, Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010.

3 Grundlagen der analytischen Berechnungsgleichungen in Anhang C

3.1 Vorbemerkung

Ein lokaler Brand ist gemäß DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] ein „Brand, der nur eine begrenzte Fläche der Brandlasten in einem Brandabschnitt entfacht“. Die lokal begrenzten Brände können im Brandraum zu unterschiedlicher Temperatureinwirkung führen. Insbesondere im Brandnahbereich können hohe Temperaturen entstehen, die in vertikaler und horizontaler Entfernung zur lokalen Brandquelle abnehmen können. In Deutschland kann die thermische Einwirkung von lokalen Bränden nach DIN EN 1991-1-2 Anhang C [EC1-1-2] bestimmt werden.

Die bisherige Anwendung des Anhangs C erfolgt zur Bestimmung der Temperaturen bei einer lokalen Brandbeanspruchung unter Berücksichtigung der Position der Brandquelle, des Durchmessers der Brandquelle, der Brandlasten sowie der Wärmefreisetzungsrate. Die analytischen Berechnungsformeln nach Heskestad [4, 5] stellen ein vereinfachtes Verfahren zur Bestimmung der Heißgastemperaturen und Netto-Wärmestrahlung in vertikaler Plumeachse dar. Die analytischen Gleichungen von Hasemi [2, 3] erweitern die Berechnung, wenn die Heißgase des lokalen Brandereignisses den Deckenbereich berühren. In Deutschland ist das vereinfachte Verfahren in Anhang C etabliert und erfüllt das allgemein anerkannte Sicherheitsniveau, da die Ergebnisse vorwiegend auf der sicheren Seite liegen, wenn der Flammendurchmesser $D_{\text{fire}} < 10 \text{ m}$ und die Wärmefreisetzungsrate Q des lokalen Brandes unterhalb von 50 MW nach [EC1-1-2] bleiben. Für die Berechnung von vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung, die im Brandnahbereich oder außerhalb des Plumes liegen, kann bis dato nur die Anwendung von CFD-Modellen erfolgen. Analytische Gleichungen liegen derzeit nicht im vollen Umfang vor.

In diesem Abschnitt werden die Grundlagen, auf deren die erweiterten Bemessungsansätze für lokale Brände im Anhang C des EN 1991-1-2 [EC1-1-2] basieren, untersucht und hinsichtlich des vorgesehenen Anwendungsbereiches bewertet. Es wird überprüft, ob die verwendeten Grundlagen und getroffenen Randbedingungen, z. B. Annahme des lokalen Brandes als geometrische Formen (Kegel- und Zylinderform) und Aufteilung der Flamme zur Berechnung der Netto-Wärmestromdichte, nachvollziehbar getroffen wurden. Anhand von Beispielberechnungen und Nachrechnung realer Pool- und Holkrippenbrände wird die Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze geprüft. Die Ergebnisse der neuen Bemessungsansätze werden anschließend anhand von Simulationsergebnissen mit CFD sowie realen Messdaten verifiziert. Es werden dabei Stützen und Wände unter lokaler Brandbeanspruchung, im Folgenden als vertikale Bauteile bezeichnet, betrachtet.

3.2 Bewertungsgrundlagen

In CEN TC 250/SC 1/WG 4 wurden neue Bemessungsansätze für die Berechnung von Bauteiltemperaturen und Netto-Wärmeströmen vertikaler Bauteile (insbesondere Stützen) unter Naturbrandbeanspruchung vorgestellt. Auf Grundlage numerischer und experimenteller Untersuchungen der Projektgruppe, bestehend aus der Universität Liège, der Universität Ulster und RISE, wurden der Anhang C in EN 1991-1-2 [EC1-1-2] durch neue Bemessungsansätze erweitert, die eine Berechnung der thermischen Einflüsse für brandbeanspruchte Bauteile, die außerhalb der vertikalen Plumeachse des lokalen Brandes liegen (beispielsweise für Stützen), ermöglichen. Die ergänzenden Ansätze samt Berechnungsgleichungen liegen als Entwurf zur EN 1991-1-2 in [10] Stand Oktober 2017 und [11] Stand April 2018 vor. Im Zuge des Forschungsvorhabens wurden beide Dokumente betrachtet, wobei der aktuellere Stand keine Unterscheidung der geometrischen Form der Flamme (Kegel- oder Zylinderform) mehr vornimmt. Die Darstellung der neuen Bemessungsgleichungen allerdings bleibt bei beiden Ständen unverändert.

Zur Bewertung der neuen Berechnungsgleichungen wurden neun Hintergrunddokumente [18] - [26], die der Working Group 4 ausgehändigt wurden, gesichtet. Die Dokumente enthalten einen Überblick über die Entwicklung der neuen Bemessungsansätze, den aktuellen Stand der Technik hinsichtlich lokaler Brände, Versuchsdokumentationen und Messergebnisse realer Poolbrände (lokaler Brände) sowie Validierungen der neuen Ansätze. Die Betrachtung der neuen Berechnungsgleichungen erfolgte dabei lediglich an Stützen, die innerhalb oder außerhalb des lokalen Brandes angeordnet wurden. Im Rahmen des Forschungsvorhabens werden die neuen Bemessungsansätze für vertikale Bauteile, Stützen und Wände, unter lokaler Brandbeanspruchung genauer untersucht.

3.3 Prinzip der virtuellen Flamme (solid flame)

Die neuen Bemessungsansätze beruhen auf dem Prinzip der virtuellen Flamme (solid flame) und basieren auf dem vereinfachten Verfahren von Heskestad und Hasemi, die in DIN EN 1991-1-2 Anhang C [EC1-1-2] bereits ihre Anwendung finden. Entsprechend sind die Anwendungsgrenzen der neuen Bemessungsansätze auf einen Durchmesser bis max. 10 m und eine Wärmefreisetzungsrate von max. 50 MW begrenzt.

Das Prinzip der virtuellen Flamme (solid flame) wird verwendet, um die empfangende Wärmestrahlung eines vertikalen Bauteils, das sich außerhalb der Plumeachse eines lokalen Brandes befindet, zu berechnen. Es sieht vor, dass der lokale Brand als virtuelle Flamme in Form eines Kegels oder Zylinders abgebildet wird, wobei die Höhe des Kegels oder Zylinders der Flammenhöhe L_f nach Anhang C entspricht. Sowohl beim Zylinder als auch beim Kegel wird von einer kreisrunden Grundfläche der Brandquellen ausgegangen. Die Brandquelle wird vereinfacht als feste Oberfläche, die im Wesentlichen als Strahler fungiert und die zum brandbeanspruchten Bauteil hinstrahlt, angesehen. Bei Flammenlängen von lokalen Bränden, die den Deckenbereich erreichen und eine deckennahe Heißgasschicht ausbilden, wird die virtuelle Flamme angeschnitten. Beim Zylinder ergibt sich keine geometrische Veränderung im Modell, wohingegen der Kegel als Kegelstumpf abgebildet wird. In Abbildung 3-1 ist das Modellprinzip der virtuellen Flamme (solid flame) für kegelförmige und zylindrische lokale Brände, deren Flammenlänge (a) den Deckenbereich nicht erreicht oder (b) den Deckenbereich erreicht, dargestellt.

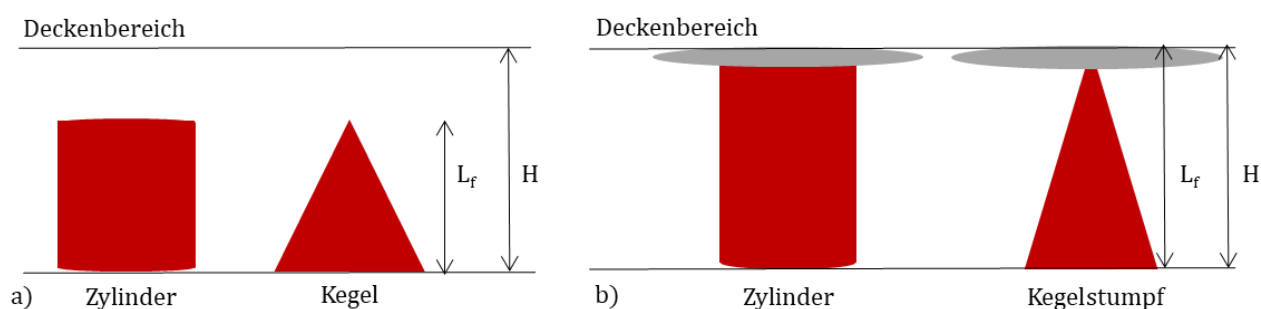


Abbildung 3-1: Prinzip der virtuellen Flamme (solid flame): lokaler Brand als Zylinder oder Kegel, wenn (a) Flammenlänge $L_f <$ Deckenhöhe H oder (b) Flammenlänge $L_f \geq$ Deckenhöhe H

Die Abbildung zeigt, dass der lokale Brand als Kegel oder Zylinder eine Vereinfachung darstellt. In der Literatur [14], [15] wird diese geometrische Vereinfachung eines lokalen Brandes bereits vorgenommen, sodass die gewählten geometrischen Formen nachvollziehbar sind. Insbesondere die zylindrische Form überschätzt die Strahlungswärme, da die geometrische Form bei gleicher Höhe eine größere Mantelfläche besitzt. Ein Kegel verjüngt sich mit steigender Höhe,

weshalb eine bessere Übereinstimmung mit der Flammenbildung des lokalen Brandes ermöglicht wird. Im Hintergrunddokument [10] wird das Modell der virtuellen Flamme sowohl für einen Kegel als auch einen Zylinder angegeben, wobei keine Aussagen über die Gleichwertigkeit oder Vorzüge der jeweiligen Vereinfachungen gemacht wird. Die analytische Berechnungsformel ist für das Prinzip der virtuellen Flamme in Form eines Zylinders deutlich einfacher zu berechnen (vgl. [22]), überschätzt jedoch die Bauteiltemperaturen unter lokaler Brandbeanspruchung. Es wurden viele Vergleichsberechnungen mit der virtuellen Flamme als Kegel und Zylinder durchgeführt, die diese Aussage begründen und stützen. Aufgrund der deutlichen Überschätzung wird im aktuellen Entwurf zur EN 1991-1-2 Anhang C (Stand April 2018) [11] lediglich ein Kegel als virtuelle Flamme angegeben. Die Komplexität der Rechnung erhöht sich, da sich bei einem Kegel der Radius über die Höhe verringert. Eine realitätsnahe Darstellung der Flamme des lokalen Brandes soll dabei jedoch erreicht werden. Im Folgenden werden die neuen Bemessungsansätze für beide Modelle der virtuellen Flamme (Kegel und Zylinder) dargestellt. Die Vergleichsbetrachtungen erfolgen jedoch lediglich am komplexeren Beispiel des Kegels, da lediglich dieser im aktuellen Entwurf zur EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] vorgesehen ist.

3.4 Berechnung der Temperaturen und der Netto-Wärmestromdichten

Die Intention der neuen Bemessungsansätze ist eine Berechnung der Temperaturen und Netto-Wärmestromdichte von vertikalen Bauteilen (insbesondere Stützen) unter einer lokalen Brandbeanspruchung zu ermöglichen. Die neuen Berechnungsgleichungen der erweiterten Ansätze beziehen sowohl die Position des Bauteils zum lokalen Brand (z. B. steht eine Stütze im lokalen Brandherd oder außerhalb) als auch die Höhe des Bauteils mit ein. Die beschriebenen Bemessungsansätze teilen sich in zwei Berechnungsabschnitte:

- Berechnung der Wärmestromdichte für jeden Bereich b ,
- Berechnung der Temperatur für jeden Bereich b .

Die Temperaturen sowie der Netto-Wärmestrom eines vertikalen Bauteils unter lokaler Brandbeanspruchung können unter Berücksichtigung der relativen Position des Bauteils zum Brandherd und unter der Annahme, dass die Flammen den Deckenbereich berühren, berechnet werden. Der Wärmestrom wird dabei als Summe aus Strahlungsanteilen und Konvektion der möglichen Rauchsicht im Deckenbereich verstanden. Bei der Berechnung der Netto-Wärmestromdichte kann entsprechend unterschieden werden, ob sich das betrachtete vertikale Bauteil bzw. ein Abschnitt des vertikalen Bauteils in der Heißgasschicht im Deckenbereich befindet oder nicht.

Für vertikale Bauteile, die sich außerhalb des Brandherdes befinden, ist der Strahlungsanteil (Radiation) maßgebend; die Konvektion bleibt unberücksichtigt. Die Einflussfaktoren der relativen Position des Brandherdes des lokalen Brandes zum vertikalen Bauteil sowie die Flammenausbildung sind dabei entscheidend. Im Deckenbereich und bei Ausbildung einer Heißgasschicht kann das vertikale Bauteil höhere Temperaturen erreichen.

Wenn Abschnitte des vertikalen Bauteils sich in der Heißgasschicht im Deckenbereich befinden, kann die Brandeinwirkung gemäß der vorhandenen vereinfachten Verfahren für die Wärmestromdichte nach Hasemi Absatz (7) in Anhang C erfolgen. Für Abschnitte des vertikalen Bauteils, die sich nicht in der Heißgasschicht aber außerhalb des Brandherdes befinden, muss der Strahlungsanteil berechnet werden. Der Strahlungsanteil am Wärmestrom des lokalen Brandes kann unter Anwendung des Prinzips der virtuellen Flamme wie folgt berechnet werden:

$$q = \sum_{b_j} \sigma \cdot \varepsilon \cdot \theta_{f,j}^4 \cdot F_{b_j \rightarrow face_i} \quad (3.1)$$

mit ε Emissivität des vertikalen Bauteils [-]

$\theta_{f,j}$ Temperatur eines Bereiches b_j [K]

$F_{b_j \rightarrow face_i}$ Konfigurationsfaktor zwischen b_j und der Oberfläche des vertikalen Bauteils $face_i$ [-]

Die Berechnungsgleichung wurde gegenüber der bereits existierenden Point Source Methode [12], [13] schlüssig abgeleitet und anhand derer sowie der Shokri und Beyler Korrelation [13] und CFD-Berechnungen validiert (vgl. [20]). Der Plume des lokalen Brandes wird entweder als Zylinder oder Kegel dargestellt, wobei eine gleichmäßige Unterteilung der geometrischen Formen mit einer Bereichsbreite b vom Anwender vorgenommen wird. Die Bereichseinteilung der Bereiche b_j wird in den Hintergrunddokumenten [21], [22] mit ≤ 50 cm vorgegeben, sodass die Flammenhöhe ein Vielfaches von b_j ist. Die Bereichseinteilung der virtuellen Flamme erfolgt über die Flammenhöhe gleich. In den Hintergrunddokumenten sind keine Berechnungen mit anderen Bereichsgrößen > 50 cm oder < 50 cm vorgenommen worden. Eine Begrenzung der Bereichseinteilung der virtuellen Flamme erscheint jedoch sinnvoll, um den Berechnungsaufwand trotz ausreichend genauer Ergebnisse zu reduzieren. Die zylindrische virtuelle Flamme wird entsprechend in viele gleichbreite Zylinder und eine Kreisscheibe unterteilt, wohingegen die kegelförmige virtuelle Flamme in gleichbreite Zylinder und Ringe unterteilt wird. Die Bereichseinteilung der virtuellen Flamme für (a) einen Zylinder oder (b) einen Kegel sowie die dazugehörigen geometrischen Abmessungen zeigt Abbildung 3-2.

Ansicht

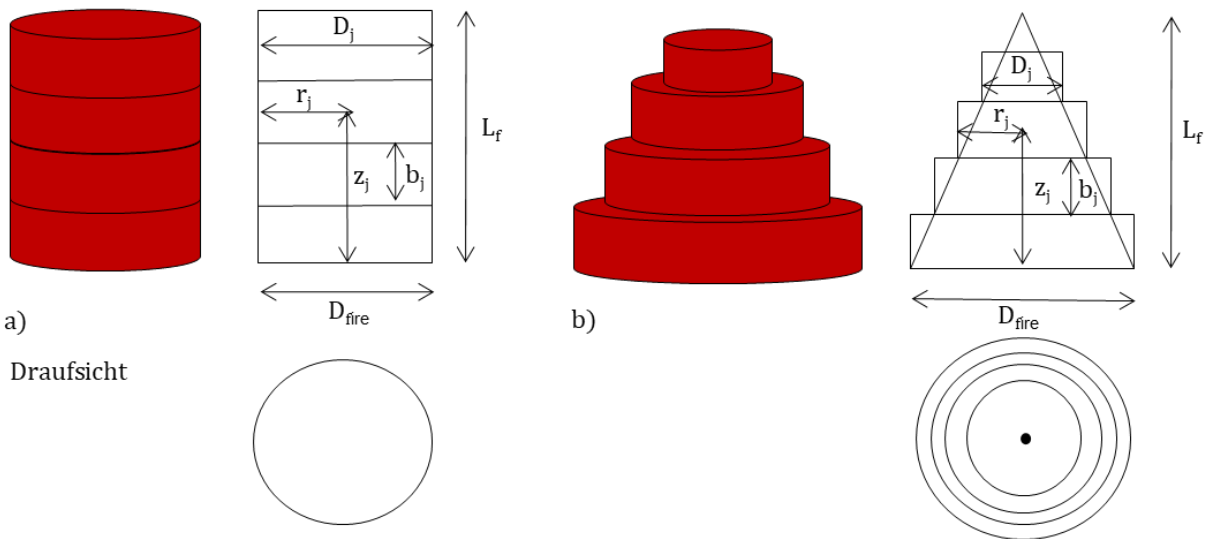


Abbildung 3-2: Geometrische Abmessungen und Bereichseinteilung der virtuellen Flamme als Zylinder (a) oder Kegel (b) zur Berechnung der Temperaturen und Wärmestrahlungen

Zunächst wird von einer kreisrunden Grundfläche der Brandquellen ausgegangen, das mit der Definition eines begrenzten Brandbereichs eines lokalen Brandes korreliert. Zur Berechnung der begrenzten Brandfläche A_{fire} kann der Durchmesser D_{fire} oder der Radius r_{fire} der Brandfläche berechnet werden. Wenn die Brandfläche nicht kreisförmig ist, kann die Grundfläche A des lokalen Brandherdes auf eine äquivalente Kreisfläche mit der folgenden Verhältnisformel umgerechnet werden:

$$D_{fire} = \sqrt{\frac{4 \cdot A}{\pi}} \quad [m] \quad (3.2)$$

mit D_{fire} Durchmesser der äquivalenten Brandfläche [m]

A Grundfläche des lokalen Brandes [m²]

Für die Darstellung des lokalen Brandes als Zylinder bleibt der Durchmesser D_{fire} über die Flammenhöhe L_f konstant und es bildet sich eine kreisförmige Fläche mit Durchmesser D_{fire} an der Oberseite des Zylinders aus, der zusätzlich abstrahlt und folglich bei der Ermittlung der Wärmestrahlung mitberücksichtigt werden muss. Bei der Einteilung des Kegels in Zylinder mit gleicher Bereichsbreite b_j ergeben sich über die Höhe unterschiedliche Durchmesser D_j der Bereiche, die sich gegenüber den Durchmesser der Brandquelle D_{fire} mit steigender Flammenhöhe L_f verringern. Zusätzlich bilden sich Ringe auf der Oberseite der einzelnen Zylinder aus, die bei der Ermittlung der Wärmestrahlung der virtuellen Flamme mit berechnet werden müssen. In

den Vorschlägen zur Novellierung von EN 1991-1-2 [10], [11] wird in Anhang C eine Bereichseinteilung mit $b_j \leq 50$ cm geschlagen. Bei der Aufteilung eines Kegels wird die Kegelspitze nicht weiter betrachtet. Es erfolgt auch keine Aussage über eine Nichtberücksichtigung. Bei der Verwendung des Kegels als virtuelle Flamme wird weiterhin von einer Verringerung von D_j über die Höhe ausgegangen, eine Verhältnisformel zur Berechnung von D_j über die Flammenhöhe L_f wird jedoch nicht gegeben. Für eine anwenderfreundliche Berechnung und zur Vermeidung von Missinterpretationen oder Rechenfehlern sollte eine Berechnungsformel zur Berechnung von D_j der gewählten Bereiche b_j vorgegeben werden. Die folgende Verhältnisformel sollte zur Berechnung von D_j ergänzt werden (vgl. [22]):

$$D_j = D_{fire} \cdot \left(1 - \left(\frac{z_j}{L_f}\right)\right) \quad (3.3)$$

mit D_j Durchmesser eines Bereiches b_j (Zylinder) [m]

D_{fire} Durchmesser des Brandherdes (lokaler Brand) [m]

z_j Mittlere Höhe eines Bereiches b_j (Zylinder) [m]

L_f Flammenhöhe gemäß Gleichung (C.1) im Anhang C [EN1-1-2] [m]

In einem weiteren Schritt müssen die Temperaturen der virtuellen Flamme für jeden Bereich b_j berechnet werden, wobei vereinfacht davon ausgegangen wird, dass die Temperaturen im Bereich b_j gleichbleiben. Die Ermittlung der Temperatur erfolgt auf der mittleren Höhe z_j jedes Bereiches getrennt, wobei jeder Zylinder samt Ring eines Bereiches b_j die gleichen, konstanten Temperaturen aufweist. Eine Berechnung der Temperaturen $\theta_{f,j}$ der virtuellen Flamme erfolgt für jeden Bereich b_j über das vereinfachten Verfahren C.2 nach Heskestad, das bereits im Anhang C gegeben ist. Die Temperaturen der virtuellen Flamme sind bis auf 900 °C begrenzt.

$$\theta_f(z_j) = \min\left(900; 20 + 0.25(0.8 \cdot Q(t))^{2/3} (z_j - z_0)^{-5/3}\right) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (3.4)$$

mit z_j Mittlere Höhe eines Bereiches b_j [m]

$Q(t)$ Wärmefreisetzungsrate [W]

z_0 gedachter virtueller Ursprung in Plumeachse nach Gleichung C.3 in Anhang C [m]

Zur Berechnung des Netto-Wärmestroms muss die Strahlung, die von den Oberflächen der virtuellen Flamme unter Berücksichtigung der Temperaturen ausgeht, mittels der folgenden,

neuen Bemessungsansätze, wie im Entwurf zur EN 1991-1-2 (Stand Oktober 2017) [10], berechnet werden.

Kegel: (3.5)

$$\dot{h} = \sum_{i=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_i) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{Zylinder},i} + \sum_{j=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_{\text{ring},i}) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{ring},i} \quad [W \cdot m^{-2}]$$

Zylinder: (3.6)

$$\dot{h} = \sum_{i=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_i) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{Zylinder},i} + \sum_{j=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_{\text{disk}}) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{disk}} \quad [W \cdot m^{-2}]$$

mit σ	Stefan-Boltzmann-Konstante $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ [W/(m}^2\text{K}^4\text{)]}$
ε_m	Emissivität des vertikalen Bauteils (bei Stahlstützen 0,7) [-]
ε_f	Emissivität der virtuellen Flamme (vereinfacht zu 1,0) [-]
$\theta_f(z_i), \theta_f(z_{\text{disk}}), \theta_f(z_{\text{ring},i})$	Temperatur der Bereiche b_j (Zylinder, Ringe und Kreis) [K]
$z_i, z_{\text{ring},i}, z_{\text{disk}}$	Mittlere Höhe eines Bereiches (Zylinder, Ring oder Kreis) [m]
$\Phi_{\text{Zylinder},i}, \Phi_{\text{ring},i}, \Phi_{\text{disk}}$	Konfigurationsfaktor zwischen b_j und der Oberfläche des vertikalen Bauteils [-]

Zur Berechnung muss neben den Emissivitäten des vertikalen Bauteils und der virtuellen Flamme auch der Konfigurationsfaktor berechnet werden. Im aktuellen Entwurf der EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] werden zum Konfigurationsfaktor keine Angaben gemacht. Für den Anwender nachvollziehbarer wäre ein Verweis auf Anhang G, der die analytischen Berechnungsgleichungen zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors zwischen der virtuellen Flamme und dem vertikalen Bauteil enthält. Die Berechnung des Konfigurationsfaktors unter der Anwendung des Modells „view factor“ wird in Abschnitt 3.5 vorgenommen.

Der gesamte Netto-Wärmestrom eines lokalen Brandes, der von einem vertikalen Bauteil aufgenommen wird, berechnet sich wie folgt:

$$\dot{h}_{net} = \dot{h} - \alpha_c(\theta_m - 20) - \phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_m + 273)^4 - 293^4] [W \cdot m^{-2}] \quad (3.7)$$

- mit
- \dot{h} Strahlungsanteil am Wärmestrom [$W \cdot m^{-2}$]
 - α_c Wärmeübergangskoeffizient bei natürlicher Brandeinwirkung 35 [$W/(m^2 \cdot K)$]
 - θ_m Bauteiltemperatur [$^{\circ}C$]
 - ϕ Konfigurationsfaktor [-]
 - ε_m Emissivität des vertikalen Bauteils [-]
 - ε_f Emissivität der virtuellen Flamme [-]

Die Gleichung (3.7) geht konservativ von einer konstanten Bauteiltemperatur des vertikalen Bauteils während der lokalen Brandbeanspruchung aus. Bei temperaturabhängiger Betrachtung der Bauteiltemperaturen sowie dem temperaturabhängigen Verlauf der Wärmefreisetzungsrates unter lokaler Brandbeanspruchung ist die Gleichung 3.3 aus DIN EN 1991-1-2 (S.23) anzuwenden. Der Netto-Wärmestrom durch Strahlung berechnet sich dabei zu:

$$\dot{h}_{net,r} = \phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 293)^4] [W \cdot m^{-2}] \quad (3.8)$$

- mit
- ϕ Konfigurationsfaktor [-]
 - ε_m Emissivität des vertikalen Bauteils [-]
 - ε_f Emissivität der virtuellen Flamme [-]
 - σ Stefan-Boltzmann-Konstante $5,67 \cdot 10^{-8}$ [$W/(m^2 K^4)$]
 - θ_r wirksame Strahlungstemperatur des Brandes [$^{\circ}C$]
 - θ_m Bauteiltemperatur [$^{\circ}C$]

Zusätzlich muss der konvektive Anteil des Netto-Wärmestroms berücksichtigt werden, der sich gemäß Gleichung 3.2 aus DIN EN 1991-1-2 (2010) wie folgt berechnen lässt:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_m) [W \cdot m^{-2}] \quad (3.9)$$

mit α_c Wärmeübergangskoeffizient für Konvektion [W/m²·K]
 θ_g Gastemperatur in der Umgebung des brandbeanspruchten Bauteils [°C]
 θ_m Oberflächentemperatur des Bauteils [°C]

Durch Addition der Anteile aus Strahlung und Konvektion kann der Netto-Wärmestrom berechnet werden.

Zur Anwendung der neuen analytischen Bemessungsansätze sollte ein Tabellenkalkulationsprogramm z. B. Excel verwendet werden. Die einzelnen Berechnungsschritte zur Bestimmung der Temperaturen und Netto-Wärmeströme können automatisiert berechnet werden. Eine Umsetzung der neuen Bemessungsansätze ist ebenso zeitaufwendig, wie eine Berechnung der Bauteiltemperaturen mit CFD-Modellen. Der zeitliche Berechnungsaufwand ist an die Bereichseinteilung der Flamme in Zylinder mit b_j und deren Ringe gebunden. Insbesondere die Wahl der Bereiche und die Berechnung der Temperaturen, der Wärmestrahlung sowie des Konfigurationsfaktors sind zeitaufwendig.

3.5 Berechnung des Konfigurationsfaktors

Für die Wärmeübertragung von Strahlung einer Flammenoberfläche, wie die der virtuellen Flammen, zu einer brandbeanspruchten Oberfläche eines Bauteils muss der Konfigurationsfaktor ϕ bestimmt werden. Der Konfigurationsfaktor wird nach DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] definiert als der Anteil diffus abstrahlender Energie einer Oberfläche (z. B. Flamme), die auf eine Bauteiloberfläche fällt. Der Konfigurationsfaktor berücksichtigt die Ausrichtung des vertikalen Bauteils zur Flamme und wird in Raumbrandszenarien vereinfacht mit 1,0 angesetzt. Bei der Betrachtung von vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung muss die relative Position des Bauteils zum Brandherd berücksichtigt werden, sodass eine detaillierte Berechnung des Konfigurationsfaktors notwendig wird.

Der Konfigurationsfaktor ist von der Größe der Abstrahlfläche, vom Abstand der Abstrahlfläche zur Empfangsfläche des vertikalen Bauteils und von deren relativer Ausrichtung zur Brandquelle abhängig. Vereinfacht wird das lokale Brandereignis nach dem Modell der virtuellen Flamme als Kegel oder Zylinder dargestellt, wohingegen ein vertikales Bauteil unabhängig von seiner ursprünglichen Form (z.B. Rundprofile, H- oder I-Profile) rechteckig modelliert wird. Dieser Ansatz entspricht den Annahmen im Anhang G von DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2]. Komplexere Phänomene wie der Abschattungseffekt bei Stahlprofilen, bei dem ein Teil eines Stahlelements einen anderen Teil des Stahlelements verdeckt und somit vor der Brandeinwirkung „abschattet“, werden durch den vereinfachten Ansatz nicht berücksichtigt. Das vertikale Bauteil wird in gleichbreite Abschnitte (in der Höhe z_j) eingeteilt und der Wärmestrom für jeden einzelnen Abschnitt einzeln berechnet. Für einen rechteckigen Abschnitt ergeben sich demnach vier Flächen, für die der Wärmestrom jeweils im Mittelpunkt der Fläche berechnet wird, und aus denen dann ein Mittelwert für den gesamten Abschnitt durch Mittelung der Wärmestromdichten der Flächen über ihre Breite berechnet wird. Anhand des Konzepts des „view factors“ (vgl. Abbildung 3-3) und der Annahme, dass die Emissivität sowie die Temperatur eines Bereiches b_j der virtuellen Flamme konstant bleiben, können der Konfigurationsfaktor und, mit dessen Wert, die Wärmestrahlung ermittelt werden. Der Begriff „view factor“ (vgl. [21]) bezeichnet dabei die bildliche Darstellung der geometrischen Zusammenhänge der „Sichtverhältnisse“ zwischen dem lokalen Brand und dem vertikalen Bauteil (Stütze).

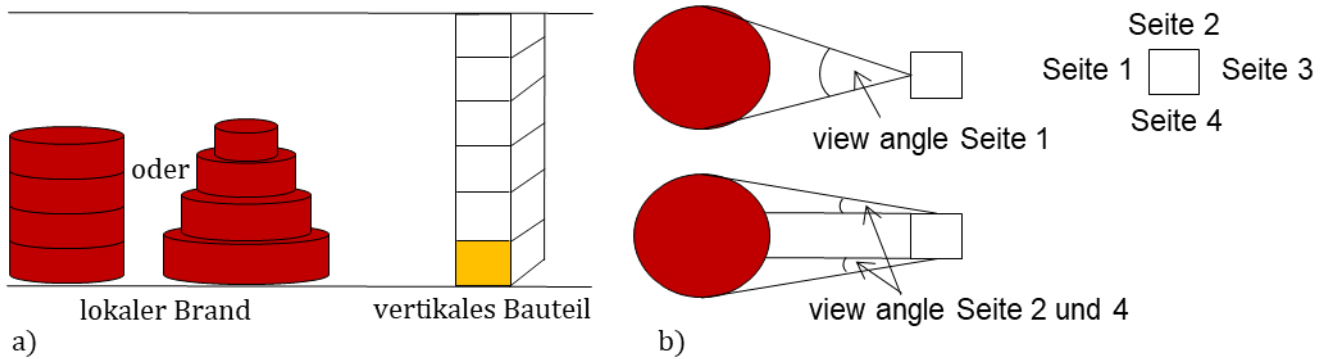


Abbildung 3-3: Berechnung des Konfigurationsfaktors bei vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung (virtuelle Flamme) (a) unter Berücksichtigung des „view factors“ (b)

Bei der Aufteilung der vertikalen Bauteile wird berücksichtigt, dass nicht alle vier Seiten gleichwertig von der lokalen Brandbeanspruchung beeinflusst werden und sich durch die relative Position des vertikalen Bauteils die Sichtverhältnisse der Seite (Oberflächen eines Bereiches) verändern. Die Berechnung des Konfigurationsfaktors ist jedoch für den Fall ausgelegt, dass Zylinder und Ring vom vertikalen Element vollständig gesichtet werden und der „view factor“ somit am höchsten ausfällt. Die Ergebnisse der analytischen Berechnungsformel zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors liegen somit auf der sicheren Seite.

Unter Berücksichtigung der Aufteilung der virtuellen Flamme in Zylinder und Ringe kann der Konfigurationsfaktor mit Hilfe der folgenden, analytischen Berechnungsgleichung, die künftig in der überarbeiteten Fassung in DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] im Anhang G aufgeführt wird, berechnet werden.

Zylinder:

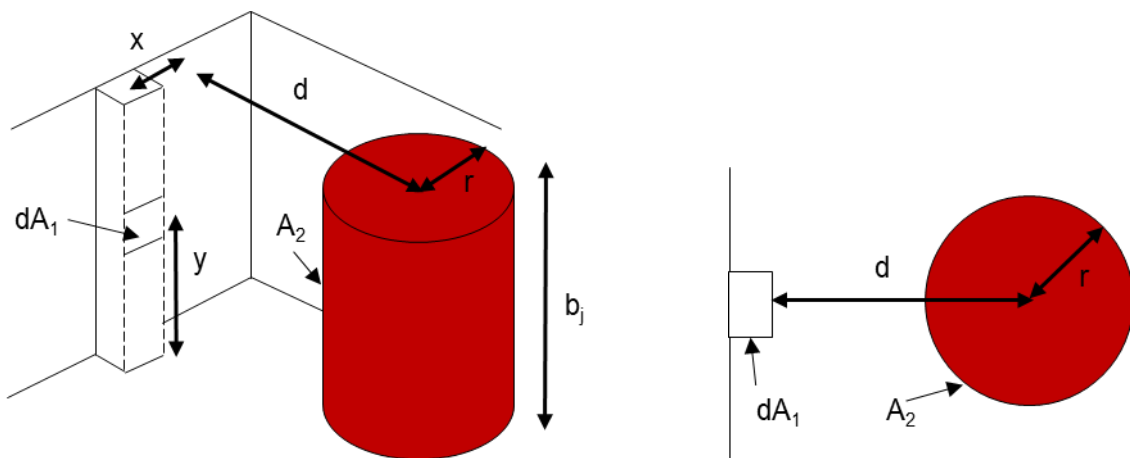


Abbildung 3-4: Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors: geometrische Verhältnisse der Empfangsfläche des vertikalen Bauteiles zur solid flame (Zylinder)

$$\text{mit } S = \frac{d}{r}, X = \frac{x}{r}, Y = \frac{y}{r}, H = \frac{b_j}{r}, A = X^2 + Y^2 + S^2, B = S^2 + X^2, C = (H - Y)^2 \quad (3.10)$$

$$\phi_{dA_1 \rightarrow A_2} = \frac{S}{B} - \frac{S}{2B\pi} \left\{ \begin{array}{l} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{A - 1} \right) + \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{C + B - 1} \right) \\ -Y \left[\frac{A + 1}{\sqrt{(A - 1)^2 + 4Y^2}} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{\sqrt{B}(A - 1)} \right) \right] \\ -\sqrt{C} \frac{C + B + 1}{\sqrt{(C + B - 1)^2 + 4C}} \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{\sqrt{B}(C + B - 1)} \right) \\ + H \cos^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{B}} \right) \end{array} \right\} [-]$$

Ringe:

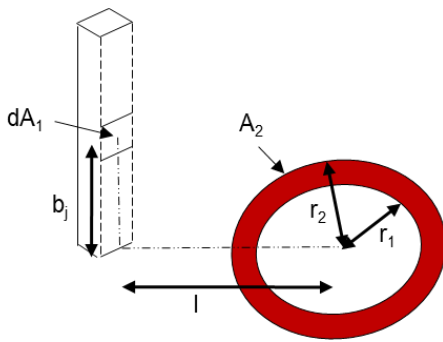


Abbildung 3-5: Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors: geometrische Verhältnisse der Empfangsfläche des vertikalen Bauteiles zur solid flame (Ring)

$$\text{mit } H = \frac{b_j}{l}, R_1 = \frac{r_1}{l}, R_2 = \frac{r_2}{l} \quad (3.11)$$

$$\phi_{dA_1 \rightarrow A_2} = \frac{H}{2} \left(\frac{H^2 + R_2^2 + 1}{\sqrt{(H^2 + R_2^2 + 1)^2 - 4R_2^2}} - \frac{H^2 + R_1^2 + 1}{\sqrt{(H^2 + R_1^2 + 1)^2 - 4R_1^2}} \right) [-]$$

Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors wurden die analytischen Berechnungsgleichungen nach Anhang G zur DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] angewendet. Die Ausführungen erfolgen schlüssig und berücksichtigen verschiedene Berechnungsfälle. Die analytischen Berechnungsgleichungen für den Konfigurationsfaktor liegen auf der sicheren Seite, da sie von einer relativen Position der virtuellen Flamme zum vertikalen Bauteil ausgehen, was einen höchstmöglichen Konfigurationsfaktor erzielt. Der Verweis der Berechnung gemäß Anhang G oder eine Anmerkung über die Berechnung des Konfigurationsfaktors ϕ fehlen im aktuellen Entwurf zur EN 1991-1-2 (Stand 2018) [11]. Ein Verweis oder eine Anmerkung sollte für die Anwendung der neuen Bemessungsansätze in Anhang C erfolgen. Zudem sollte im Anhang C alternativ in Anhang G die Summenformel (Additionsgesetz) zur Berechnung des Konfigurationsfaktors aufgenommen werden, da sie für die Berechnung relevant ist und vom Anwender unmissverständlich angewendet werden soll.

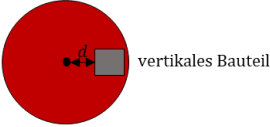
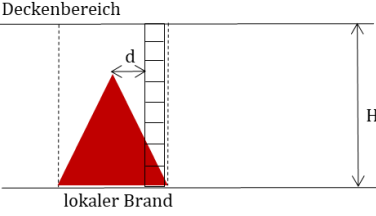
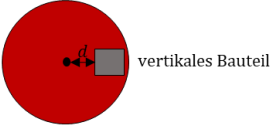
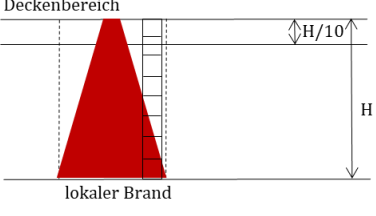
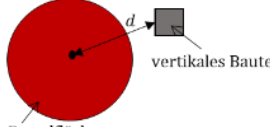
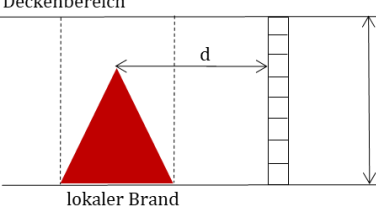
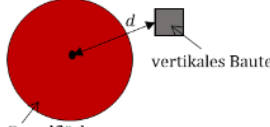
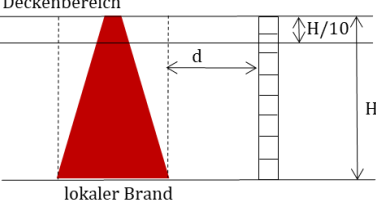
3.6 Berechnungsbeispiel

Zur Prüfung der mathematischen Korrektheit und Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze in Anhang C, die im Dokument (Stand April 2018) [11] vor der Working Group vorgestellt wurde, soll im Folgenden ein Berechnungsbeispiel durchgeführt werden. Die neuen Ansätze im Anhang C ermöglichen den thermischen Einfluss von lokalen Bränden auf vertikale Bauteile zu ermitteln. Mittels der neuen und bereits existierenden Berechnungsgleichungen können verschiedene Anwendungsfälle unterschieden und berechnet werden:

- Vertikales Bauteil liegt im Brandbereich und liegt nicht im Deckenbereich,
- Vertikales Bauteil liegt im Brandbereich und befindet sich ebenfalls im Deckenbereich,
- Vertikales Bauteil liegt nicht im Brandbereich (Abstand Brandherd zum Bauteil) und befindet sich nicht im Deckenbereich,
- Vertikales Bauteil liegt nicht im Brandbereich (Abstand Brandherd zum Bauteil) und befindet sich im Deckenbereich.

Die notwendigen analytischen Formeln für die möglichen Anwendungsfälle sind in Tabelle 3-1 in Analogie zu Abbildung C.6 im Entwurf zur EN 1991-1-2 (Stand 2018) [11] dargestellt. Zum Verständnis sollte im Entwurf zur EN 1991-1-2 (Stand 2018) [11], die Bildunterschrift C.6 angepasst werden, da es sich um die Anwendung der Absätze (7), (10) und (11) sowie der Berechnung der „solid flame“ gemäß Absatz (12) und (13) handelt. Für das Berechnungsbeispiel ist der komplexe Anwendungsfall (vertikales Bauteil im Abstand zur lokalen Brandbelastung, Fall 3) unter Verwendung der neuen Bemessungsansätze erfolgt.

Tabelle 3-1: Zusammenstellung möglicher Anwendungsfälle für vertikale Bauteile unter lokaler Brandbeanspruchung

1	Vertikales Bauteil im Brandherdbereich, nicht im Deckenbereich	 <p>Brandfläche d: Abstand vertikales Bauteil zur Brandfläche (lokaler Brand)</p>	 <p>Deckenbereich lokaler Brand d H</p>	Gleichung C.9 (Heskestad) [EC 1-1-2]
2	Vertikales Bauteil Brandherdbereich, im Deckenbereich	 <p>Brandfläche d: Abstand vertikales Bauteil zur Brandfläche (lokaler Brand)</p>	 <p>Deckenbereich lokaler Brand d H/10 H</p>	Maximum aus Gleichung C.9 (Heskestad) und Absatz (7) (Hasemi) [EC1-1-2]
3	Vertikales Bauteil im Abstand d zur Brandfläche, nicht im Deckenbereich	 <p>Brandfläche d: Abstand vertikales Bauteil zur Brandfläche (lokaler Brand)</p>	 <p>Deckenbereich lokaler Brand d H</p>	Gleichung C.10 aus Entwurf EN 1991-1-2 [10][11]
4	Vertikales Bauteil im Abstand d zur Brandfläche, im Deckenbereich	 <p>Brandfläche d: Abstand vertikales Bauteil zur Brandfläche (lokaler Brand)</p>	 <p>Deckenbereich lokaler Brand d H/10 H</p>	Maximum aus Gleichung C.10 und Absatz 7, Gleichung C.4-C.8 (Hasemi) [EC1-1-2]

Die Übersicht der Anwendungsfälle zeigt ebenfalls, dass eine Entscheidung über das Modell der virtuellen Flamme als Kegel notwendig erscheint, da mit einer weiteren Option (Kegel oder Zylinder) doppelt so viele Anwendungsfälle zur Auswahl stünden. Zur Überprüfung der neuen Bemessungsansätze ist ein vertikales Bauteil (Stütze HEB 300) unter einer lokalen Brandbeanspruchung berechnet worden. Der Abstand der Stütze zum äußeren Rand des Brandherdes beträgt dabei 0,50 m (entsprechen $d = 2,5$ m). Der Brandherd weist einen Durchmesser von

$D_{fire} = 4$ m und eine Wärmefreisetzung von 1.000 kW/m^2 auf. Aufgrund der Deckenhöhe des Brandraumes kommt es zu keiner Heißgasschicht im Deckenbereich.

In einem ersten Schritt wurde die Flammenlänge L_f der virtuellen Flamme (Kegel) sowie die Temperaturen in Plumeachse θ_f mit den vereinfachten Verfahren nach Heskestad berechnet:

Gleichung C.1 (3.12)

$$L_f = -1.02D_{fire} + 0.0148Q(t)^{0.4} \quad [m]$$

$$L_f = -1.02 \cdot 4m + 0.0148 \cdot \left(1000 \frac{kW}{m^2} \cdot \left(\left(\frac{4m}{2} \right)^2 \cdot \pi \right) \cdot 10^3 \right)^{0.4} \quad [m]$$

$$L_f = -1.02 \cdot 4m + 0.0148 \cdot (12566370.61 \text{ W})^{0.4} = 6,15 \quad [m]$$

Gleichung C.2 (3.13)

$$\theta_f(z_i) = \min \left(900; 20 + 0.25(0.8Q(t))^{2/3} (z_i - z_0)^{-5/3} \right) \quad [^\circ C]$$

mit
$$z_0 = -1.02D_{fire} + 0.00524Q(t)^{0.4} \quad [m]$$

$$z_0 = -1.02 \cdot 4m + 0.00524 \cdot (12566370.61)^{0.4} = -0.46 \quad [m]$$

Zur Berechnung der Temperaturen der virtuellen Flamme wird eine Bereichseinteilung mit $b = 0,50$ m gemäß dem Entwurf zur DIN EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] gewählt. Der Kegel teilt sich somit in 12 Zylinder mit einer Breite von $0,50$ m und jeweils zugehörige Ringe an der Oberseite der Zylinder ein. Die Differenz von $6,15$ m zu $6,00$ m von $0,15$ m wird dabei vernachlässigt. Der sich reduzierende Radius der jeweiligen Bereiche über die Flammenlänge wird gemäß der Verhältnisformel $D_{fire,i} = D_{fire} \left(1 - \frac{z_i}{L_f} \right)$ [m] berechnet. Die sich ergebenden Temperaturen, die über die jeweiligen Bereiche b_i als konstant anzunehmen sind, zeigt Tabelle 3-2.

Tabelle 3-2: Berechnete Temperaturen der sich ergebenden Zylinder ($b = 0,50 \text{ m}$) samt geometrischer Abmessungen

Zylinder	z_i [m]	Durchmesser D_i [m]	Radius R [m]	Temperatur [°C]
1	0,00	4,00	2,00	900,00
2	0,50	3,67	1,84	900,00
3	1,00	3,35	1,67	900,00
4	1,50	3,02	1,51	900,00
5	2,00	2,70	1,35	900,00
6	2,50	2,37	1,19	900,00
7	3,00	2,05	1,02	900,00
8	3,50	1,72	0,86	900,00
9	4,00	1,40	0,70	900,00
10	4,50	1,07	0,54	827,94
11	5,00	0,75	0,37	708,38
12	5,50	0,42	0,21	614,80
13	6,00	0,10	0,05	540,04

Zur Berechnung der thermischen Einwirkung des vertikalen Bauteils (HEB 300) muss der Nettowärmestrom berechnet werden. Wenn sich das vertikale Bauteil außerhalb des Plume des lokalen Brandherdes befindet und nicht in der Heißgasschicht im Deckenbereich. Sofern sich eine solche ausbildet, kann die gesamte Wärmestromdichte gleich dem Strahlungsanteil am Wärmestrom gesetzt werden. Entsprechung muss die Wärmestrahlung auf das vertikale Bauteil berechnet werden. Unter Anwendung des „view factors“ und der neuen Ansätze ist die Wärmestrahlung wie folgt berechnet worden.

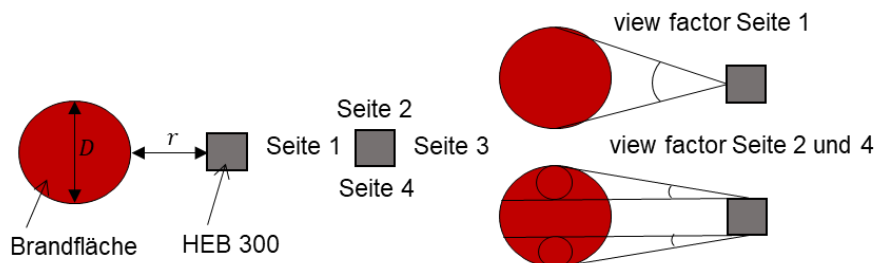


Abbildung 3-6: Abmessungen lokaler Brand des Berechnungsbeispiels

Der Ursprung des lokalen Brandherdes liegt im Berechnungsbeispiel in einer Achse zur vertikalen Stütze (HEB 300) (vgl. Abbildung 3-6). Der Abstand vom äußeren Rand des kreisrunden, lokalen Brandherdes zum vertikalen Bauteil beträgt $r = 0,5$ m. Bei der Bestimmung des Konfigurationsfaktors wird der „view factor“ berücksichtigt, der die Sichtbarkeit der Flächen (Seite 1, 2 und 4) des rechteckigen vertikalen Bauteils zur virtuellen Flamme (lokaler Brand) in Bezug zueinander setzt. Für die Seiten 2 und 4 reduziert sich folglich die Zylinderfläche, da Teile der virtuellen Flamme nicht im sichtbaren Bereich liegen (vgl. Abbildung 3-6). Zusätzlich muss bei der Berechnung berücksichtigt werden, dass die Bestimmung des Konfigurationsfaktors für den Mittelpunkt jeder Seite des lokal beanspruchten Bauteils durchgeführt werden muss. Exemplarisch wird die Berechnung für den Bereich $z_i = 1,0$ m (Seite 1 und Seite 2) durchgeführt, um das Prinzip der neuen Bemessungsansätze nachvollziehbar aufzuzeigen. Die Berechnung der thermischen Einwirkung auf Seite 4 des vertikalen Bauteils ist analog zur Seite 2. Die thermische Einwirkung von Seite 3 des vertikalen Bauteils wird vernachlässigt, weshalb keine Berechnung erfolgt. Für den ersten Zylinder $z_i = 0$ m ergibt sich gemäß der Gleichung G.5 aus Anhang G im Entwurf zur novellierten EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] der Konfigurationsfaktor zu:

$$\phi_1 = \frac{S}{B} - \frac{S}{2B\pi} \left\{ \begin{array}{l} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{A - 1} \right) + \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{C + B - 1} \right) \\ -Y \left[\frac{A + 1}{\sqrt{(A - 1)^2 + 4Y^2}} \cos^{-1} \left(\frac{Y^2 - B + 1}{\sqrt{B(A - 1)}} \right) \right] \\ -\sqrt{C} \frac{C + B + 1}{\sqrt{(C + B - 1)^2 + 4C}} \cos^{-1} \left(\frac{C - B + 1}{\sqrt{B(C + B - 1)}} \right) \\ + H \cos^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{B}} \right) \end{array} \right\} [-] \quad (3.14)$$

mit $d = 2,50$ m, $x = 0$ m, $b_j = 1,00$ m, $y = 0$ m, $r = 2,00$ m gemäß Abbildung 3-4

$S = d/r = 2,50/2,00 = 1,25$, $X = x/r = 0/2,00 = 0$, $Y = y/r = 0/2,00 = 0$, $H = b_j/r = 1,00/2,00 = 0,50$

$A = X^2 + Y^2 + S^2 = 0^2 + 0^2 + 1,25^2 = 1,5625$

$B = S^2 + X^2 = 1,25^2 + 0^2 = 1,5625$

$C = (H - Y)^2 = (0,5 - 0)^2 = 0,25$

da $A = B = 1,5625$ und $X = 0$ sowie $Y = 0$ vereinfacht sich die Gleichung wie folgt:

$$\begin{aligned} \phi_1 &= \frac{1,25}{1,5625} \\ &- \frac{1,25}{2 \cdot 1,5625 \cdot \pi} \left\{ \begin{aligned} &\cos^{-1}\left(\frac{-1,5625 + 1}{1,5625 - 1}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{0,25 - 1,5625 + 1}{0,25 + 1,5625 - 1}\right) \\ &-\sqrt{0,25} \frac{0,25 + 1,5625 + 1}{\sqrt{(0,25 + 1,5625 - 1)^2 + 4 \cdot 0,25}} \cos^{-1}\left(\frac{0,25 - 1,5625 + 1}{\sqrt{1,5625(0,25 + 1,5625 - 1)}}\right) \\ &+ 0,5 \cdot \cos^{-1}\left(\frac{1}{\sqrt{1,5625}}\right) \end{aligned} \right\} [-] \end{aligned}$$

$$\phi_1 = 0,3705 [-] \quad (3.15)$$

Bei der Bestimmung des Konfigurationsfaktors muss die Ausrichtung des vertikalen Bauteils zur virtuellen Flamme berücksichtigt werden, weshalb zusätzlich der Konfigurationsfaktor für ϕ_{i+1} analog zu ϕ_1 berechnet wird. Unter der Anwendung des Additionsgesetzes aus [22] S.92 Eq.34, das es ermöglicht, die Teilkonfigurationsfaktoren der einzelnen Zylinder zu addieren, wird der Konfigurationsfaktor in Abhängigkeit der gewählten Höhe z_f (im Beispiel 1 m) des vertikalen Bauteils und der Höhe z_i der vertikalen Flamme berechnet. Die Zusammenhänge zur Berechnung des Konfigurationsfaktors sind in Abbildung 3-7 grafisch dargestellt. Wenn $z_i \geq z_f$, dann berechnet sich der Konfigurationsfaktor zu $\phi_{\text{Zylinder}_z} = |\phi_{i+1} - \phi_i|$ gemäß a) und b) in Abbildung 3-7. Andernfalls erfolgt die Berechnung mit $\phi_{\text{Zylinder}_z} = |\phi_i - \phi_{i-1}|$ gemäß c) und d) (vgl. Abbildung 3-7). Die Beträge suggerieren ein rechnerisch gleiches Ergebnis, aufgrund der Berechnung des Konfigurationsfaktors gemäß Gleichung G.5 aus Anhang G der einzelnen Zylinder der virtuellen Flamme ergeben sich jedoch unterschiedliche Ergebnisse für ϕ_i .

Der lokale Brand wird zunächst nach dem Prinzip der virtuellen Flamme in Zylinder mit einer Breite $b_j = 0,50$ m eingeteilt. Für den ersten Zylinder 1 mit $b_1 = 0,50$ m beträgt $z_i = z_1 = 0$ m und $z_{j,1} = 0,25$ m. Die Berechnung des Konfigurationsfaktors erfolgt im Beispiel für $z_f = 1,0$ m am vertikalen Bauteil. Da $z_f = 1,0$ m $>$ $z_i = 0$ m erfolgt die Berechnung des Konfigurationsfaktors mit dem zuvor bestimmten ϕ_1 (vgl. Tabelle 3-3) zu $\phi_{\text{Zylinder},z_i=0} = |\phi_1 - \phi_{i+1}| = |0,3705 - 0,29791| = 0,0726$.

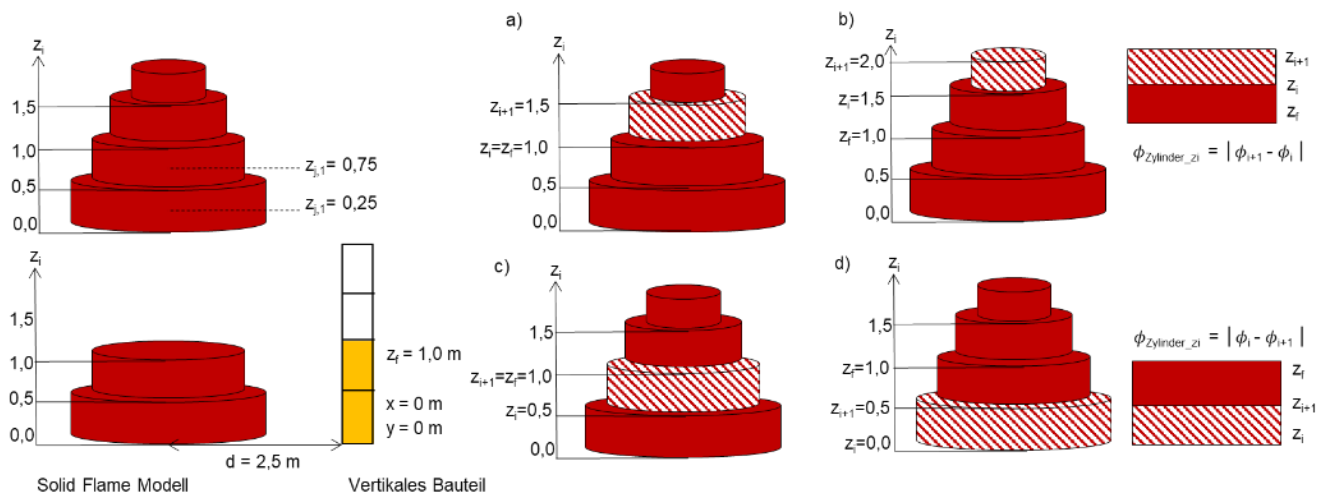


Abbildung 3-7: Anwendung des Additionsgesetzes zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors

Unter Berücksichtigung des Additivgesetzes zur Berechnung des Konfigurationsfaktors kann $\phi_{\text{Zylinder},z_i}$ bestimmt werden (vgl. Tabelle 3-3).

Zusätzlich müssen die Ringe, die sich auf der Oberseite der jeweiligen Zylinder ausbilden, bei der Berechnung des Konfigurationsfaktors berücksichtigt werden. In Anhang G der Entwurfsfassung zur DIN EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] ist die folgende analytische Berechnungsgleichung zur Bestimmung von $\phi_{\text{ring},i}$ angegeben.

$$\phi_{\text{Ring},i} = \frac{H}{2} \left(\frac{H^2 + R_2^2 + 1}{\sqrt{(H^2 + R_2^2 + 1)^2 - 4R_2^2}} - \frac{H^2 + R_1^2 + 1}{\sqrt{(H^2 + R_1^2 + 1)^2 - 4R_1^2}} \right) \quad [-] \quad (3.16)$$

mit $b_j = 0,50 \text{ m}$, $l = 2,50 \text{ m}$, $r_2 = 2,00 \text{ m}$, $r_1 = 1,84 \text{ m}$ gemäß Abbildung 3-5

$$H = b_j / l = 0,50 / 2,50 = 0,20, \quad R_1 = r_1 / l = 1,84 / 2,50 = 0,736, \quad R_2 = r_2 / l = 2,00 / 2,5 = 0,80$$

$$\phi_{\text{Ring},1} = \frac{0,2}{2} \left(\frac{0,2^2 + 0,80^2 + 1}{\sqrt{(0,2^2 + 0,80^2 + 1)^2 - 4 \cdot 0,80^2}} - \frac{0,2^2 + 0,736^2 + 1}{\sqrt{(0,2^2 + 0,736^2 + 1)^2 - 4 \cdot 0,736^2}} \right) \quad [-]$$

$$\phi_{\text{Ring},1} = 0,0555 \quad [-] \quad (3.17)$$

Für einen Bereich $z_i = 1,0 \text{ m}$ (Seite 1) ist lediglich ein Ring sichtbar, der für die Berechnung berücksichtigt werden muss. Die berechneten Konfigurationsfaktoren $\phi_{\text{Zylinder},z_i}$ und ϕ_{ring,z_i} der einzelnen Zylinder sind in Tabelle 3-3 aufgeführt.

Tabelle 3-3: Berechnete Konfigurationsfaktoren

Zylinder	z_i [m]	ϕ_{Zylinder_z} [-]	ϕ_i [-]	ϕ_{i+1} [-]	ϕ_{ring_z} [-]
1	0,00	0,0726	0,3705	0,2979	0,0000
2	0,50	0,2365	0,2365	0,0000	0,0555
3	1,00	0,1910	0,0000	0,1910	0,0000
4	1,50	0,0825	0,1519	0,2344	0,0000
5	2,00	0,0361	0,1957	0,2318	0,0000
6	2,50	0,0179	0,1950	0,2128	0,0000
7	3,00	0,0096	0,1797	0,1892	0,0000
8	3,50	0,0054	0,1564	0,1618	0,0000
9	4,00	0,0031	0,1298	0,1329	0,0000
10	4,50	0,0018	0,1008	0,1026	0,0000
11	5,00	0,0010	0,0710	0,0720	0,0000
12	5,50	0,0004	0,0405	0,0409	0,0000
13	6,00	0,0001	0,0095	0,0096	0,0000

Eine Berechnung der Wärmestrahlung erfolgt über die neue Berechnungsgleichung C.11 im Entwurf der DIN EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] wie folgt:

$$\dot{h} = \sum_{i=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_i) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{Zylinder},i} +$$

$$\sum_{j=1}^n \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \left[(\theta_f(z_{\text{ring},i}) + 273.15)^4 - 293^4 \right] \cdot \Phi_{\text{ring},i} \quad [W \cdot m^{-2}] \quad (3.18)$$

- mit σ Stefan- Boltzmann Konstante 5,67e-8 [W/(m²K⁴)]
- ε_m Emissivität des vertikalen Bauteils (für HEB 300 $\varepsilon_m = 0,7$) [-]
- ε_f Emissivität der virtuellen Flamme (vereinfacht $\varepsilon_f = 1,0$) [-]
- $\theta_f(z_i), \theta_f(z_{\text{ring},i})$ Temperatur der Bereiche b_j (Zylinder, Ringe und Kreis) [°C]
- $z_i, z_{\text{ring},i}$ Mittlere Höhe eines Bereiches (Zylinder, Ring oder Kreis) [m]
- $\phi_{\text{Zylinder},i}, \phi_{\text{ring},i}$ Konfigurationsfaktor zwischen b_j und der Oberfläche des vertikalen Bauteils [-]

Im Beispiel für $z_f = 1$ m berechnet sich die Wärmestrahlung für $z_i = 0$ der Seite 1 des vertikalen Bauteils zu:

$$\begin{aligned} \dot{h} &= 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot 0,7 \cdot 1,0 \cdot [(900 + 273.15)^4 - 293^4] \cdot 0,0726 + 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot 0,7 \cdot 1,0 \\ &\quad \cdot [(900 + 273.15)^4 - 293^4] \cdot 0 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}] \\ \dot{h} &= 5.456,32 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}] \end{aligned} \tag{3.19}$$

Tabelle 3-4: Ergebnisse der Wärmestrahlung \dot{h} für Seite 1 des vertikalen Bauteils (HEB 300)

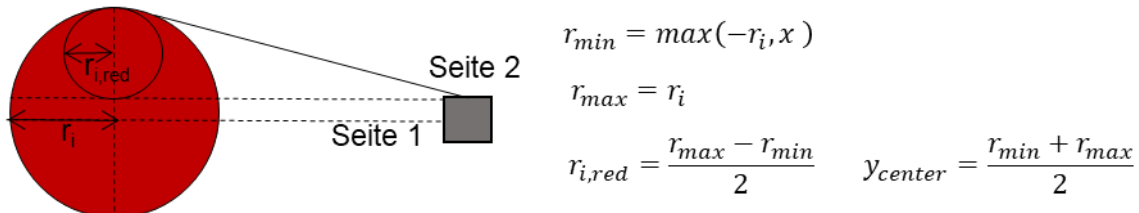
Zylinder	z_i [m]	\dot{h} [W/m ²]
1	0,00	5.456,32
2	0,50	21.951,01
3	1,00	14.357,12
4	1,50	6.198,68
5	2,00	2.717,15
6	2,50	1.342,39
7	3,00	719,66
8	3,50	405,58
9	4,00	233,45
10	4,50	104,83
11	5,00	35,95
12	5,50	10,82
13	6,00	1,44
Summe Σ		53.534,41

Als Summe ergibt sich eine Wärmestrahlung von 53,534 kW/m² auf die Seite 1 des vertikalen Bauteils (HEB 200).

Für Seite 2 erfolgt die Berechnung analog, wobei von einem reduzierten Kegel ausgegangen wird, weil nur ein Teil der virtuellen Flamme im sichtbaren Bereich des Abschnitts des vertikalen Bauteils liegt. Entsprechend muss der Radius r_i der über die Flammenhöhe kleiner werdenden Zylinder bestimmt werden, um anschließend den Konfigurationsfaktor zwischen dem angepassten Zylinder und dem Abschnitt des vertikalen Bauteils (Seite 2) zu berechnen. Die Zusammen-

hänge zur Berechnung des Konfigurationsfaktors zeigt Abbildung 3-8. Der Abstand des Mittelpunktes A_{fire} des lokalen Brandes zum Mittelpunkt der Seite 1 wird dabei als x bezeichnet (s. Abbildung 3-4). Im folgenden Beispiel ist $x = 0$.

view factor Seite 2



$$r_{min} = \max(-r_i, x)$$

$$r_{max} = r_i$$

$$r_{i,red} = \frac{r_{max} - r_{min}}{2} \quad y_{center} = \frac{r_{min} + r_{max}}{2}$$

Abbildung 3-8: Konfigurationsfaktor (Seite 2) mit reduziertem Zylinderradius

Entsprechend kann für den ersten Zylinder $z_i = 0$ der reduzierte Radius $r_{i,red}$ wie folgt ermittelt werden:

$$r_i = r_{max} = \frac{D_{fire}}{2} = \frac{4m}{2} = 2 \quad [m] \quad (3.20)$$

$$r_{min} = \max(-r_i, x) = \max(-2 m, 0 m) = 0 \quad [m] \quad (3.21)$$

$$r_{i,red} = \frac{r_{max} - r_{min}}{2} = \frac{2 m - 0 m}{2} = 1 \quad [m] \quad (3.22)$$

$$y_{center} = \frac{r_{min} + r_{max}}{2} = \frac{2 m - 0 m}{2} = 1 \quad [m] \quad (3.23)$$

Der minimale Radius r_{min} ergibt sich dabei konservativ aus dem Maximum des Radius r_{max} des Brandherds und dem Abstand x .

Die Verhältnisformeln zur Berechnung des reduzierten Radius werden in [22] S. 102 genannt, im Anhang C oder Anhang G in DIN EN 1991-1-2 der novellierten Fassung (Stand April 2018) [11] werden die Gleichungen nicht gegeben. Der Anwender muss sich die geometrischen Zusammenhänge selbst herleiten. Für eine anwenderfreundliche Umsetzung sollte die Verhältnisformel angegeben werden, um eine Missinterpretation auszuschließen und eine korrekte Anwendung zu ermöglichen. Unter Berücksichtigung der reduzierten Radien der Zylinder kann die Berechnung des Konfigurationsfaktors und letztlich auch die Berechnung der Wärmestrahlung, die die Seite 2 des vertikalen Bauteils von der virtuellen Flamme (lokaler Brand) empfängt, berechnet werden. Die Ergebnisse der Berechnung sind für alle zwölf Zylinder berechnet worden und in Tabelle 3-5 dargestellt. Die Ergebnisse entsprechen der Berechnung der Seite 4 des vertikalen Bauteils.

Tabelle 3-5: Ergebnisse für Radius, Konfigurationsfaktor und Wärmestrahlung der Seiten 2 und 4 des vertikalen Bauteils HEB 300

Zylinder	z _i [m]	r _i [m]	r _{i,red} [m]	Temp. [°C]	ϕ _{Zylinder_zi} [-]	ϕ _i [-]	ϕ _{i+1} [-]	ϕ _{ring_zi} [-]	ḥ [W /m ²]
1	0,00	2,00	1,00	900,00	0,0175	0,0403	0,0229	0,000	1.309,02
2	0,50	1,84	0,92	900,00	0,0192	0,0192	0,0000	0,006	1.876,48
3	1,00	1,67	0,84	900,00	0,0161	0,0000	0,0161	0,000	1.202,72
4	1,50	1,51	0,76	900,00	0,0103	0,0131	0,0234	0,000	773,88
5	2,00	1,35	0,68	900,00	0,0057	0,0186	0,0243	0,000	424,63
6	2,50	1,19	0,60	900,00	0,0028	0,0189	0,0217	0,000	212,22
7	3,00	1,02	0,51	900,00	0,0013	0,0159	0,0173	0,000	100,83
8	3,50	0,86	0,43	900,00	0,0006	0,0123	0,0130	0,000	47,67
9	4,00	0,70	0,35	900,00	0,0003	0,0086	0,0089	0,000	21,42
10	4,50	0,54	0,27	827,94	0,0001	0,0053	0,0054	0,000	6,95
11	5,00	0,37	0,19	708,38	0,000042	0,0026	0,0027	0,000	1,53
12	5,50	0,21	0,11	614,80	0,000010	0,0009	0,0009	0,000	0,25
13	6,00	0,05	0,03	540,04	0,000001	0,0001	0,0001	0,000	0,01
								Summe Σ	5.977,61

Die Wärmestrahlung der vier Seiten des vertikalen Bauteils wurden jeweils ermittelt zu:

$$\dot{h}_{\text{virtuelle Flamme} \rightarrow \text{Seite 1}} = 53,5 \text{ [kW} \cdot \text{m}^{-2}\text{]}$$

$$\dot{h}_{\text{virtuelle Flamme} \rightarrow \text{Seite 2}} = 5,98 \text{ [kW} \cdot \text{m}^{-2}\text{]}$$

$$\dot{h}_{\text{virtuelle Flamme} \rightarrow \text{Seite 3}} = 0,00 \text{ [kW} \cdot \text{m}^{-2}\text{]}$$

$$\dot{h}_{\text{virtuelle Flamme} \rightarrow \text{Seite 4}} = 5,98 \text{ [kW} \cdot \text{m}^{-2}\text{]}$$

Die Breite des vertikalen Bauteils (HEB 300) beträgt 0,30 m, sodass sich die Wärmestrahlung des Bereichs der Stütze bei einem 1 m wie folgt berechnet:

$$\dot{h}_{\text{section } z_j, \text{total}} = \frac{53,5 \cdot 0,3 + 5,98 \cdot 0,3 + 0,00 \cdot 0,3 + 5,98 \cdot 0,3}{0,3 + 0,3 + 0,3 + 0,3} = 16,37 \text{ [kW} \cdot \text{m}^{-2}\text{]} \quad (3.24)$$

Anhand des Berechnungsbeispiels zeigt sich die Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze. Die Berechnung der komplexeren Zusammenhänge sollte unter Verwendung eines Tabellenkalkulationsprogrammes erfolgen. Die Berechnung erfolgt für einen vorgegebenen Bereich z_f (im Berechnungsbeispiel 1 m), sodass bei einer thermischen Einwirkung über die Höhe eines vertikalen Bauteils eine automatisierte Berechnung notwendig ist. Für den Anwender muss zwingend der Bezug zwischen Anhang C und Anhang G in DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] bekannt sein, um eine korrekte Berechnung der neuen Berechnungsgleichungen der erweiterten Ansätze zu ermöglichen. Folglich müssen einige zuvor genannte Verweise und Verhältnisformeln im Entwurf zur DIN EN 1991-1-2 ergänzt werden, damit eine anwenderfreundliche und allgemeinverständliche Anwendung der neuen Bemessungsansätze gewährleistet werden kann. Die Berechnungsformeln sind mathematisch korrekt und wurden anhand geometrischer Zusammenhänge nachvollziehbar hergeleitet. Eine abschließende Bewertung der Berechnungsergebnisse kann jedoch erst anhand einer Vergleichsrechnung mit einem CFD-Modell erfolgen. Im folgenden Kapitel werden entsprechende Vergleichsrechnungen, anhand realer Brandversuche (lokale Brände), CFD-Modellen und der Berechnungsergebnisse der neuen Ansätze, vorgenommen.

4 Vergleichsrechnungen mit realen Brandversuchen und CFD- Modellen

4.1 Vorbemerkung

Zur Überprüfung der neuen Bemessungsansätze werden im Weiteren punktuelle Vergleichsrechnungen durchgeführt. Als Grundlage der Vergleichsberechnungen sollen reale Brandversuche, bei denen lokale Brandherde experimentell untersucht wurden, verwendet werden. Hierfür eignen sich z. B. Poolbrände als lokale Brandherde, weshalb im Folgenden die Messdaten von ausgewählten, realen lokalen Bränden mit den berechneten Ergebnissen der neuen Bemessungsansätze verglichen werden. Ferner werden die lokalen Brände mit dem international anerkannten CFD-Modell Fire Dynamic Simulator (FDS) [1] abgebildet und die Ergebnisse in den Vergleich mit einbezogen. Die Berechnungsergebnisse der neuen Bemessungsansätze können entsprechend validiert werden. Es erfolgt ein Vergleich der experimentellen Daten mit den Simulationsergebnissen sowie den Berechnungsergebnissen. Bei den Vergleichsrechnungen wird sich auf die Einflussgrößen (Durchmesser des Brandherdes, Abstand vertikales Bauteil zum Brandherd sowie Wärmefreisetzungsrate) beschränkt. Anhand von fünf lokalen Bränden, die ein weiteres Parameterfeld der Einflussvariablen abdecken, sollen die Vergleichsrechnungen durchgeführt werden.

In den Hintergrunddokumenten werden die neu entwickelten Bemessungsansätze ebenfalls anhand von CFD-Modellen und realen Poolversuchen mit Stahlstützen validiert. Auf Grundlage von numerischen und experimentellen Untersuchungen der Projektgruppe bestehend aus der Universität Liège (Belgien), der Universität Ulster in Belfast (Nord-Irland) und RISE (Schweden) sind die neuen Berechnungsformeln entwickelt, angewendet und überprüft worden. An der Universität Liège (Belgien) sind im Rahmen des europäischen Forschungsvorhabens LOCAFI [27] 24 verschiedene Poolbrände, 22 Poolbrände mit Diesel oder Heptan und 2 Brandversuche mit einer Holzkrippe als Brandquelle, durchgeführt worden. Die Poolbrände berücksichtigten Durchmesser der Brandquelle von 0,7 m - 2,20 m mit und ohne Stützen sowie Wärmefreisetzungsraten bis 500 kW/m². Die Stützen wurden innerhalb der Brandfläche positioniert, sodass die experimentellen Versuchsergebnisse hauptsächlich zur Validierung der in Anhang C in DIN EN 1991-1-2 [25] bereits etablierten Berechnungsansätze angewendet worden. Die vereinfachten Verfahren nach Heskestad und Hasemi wurden demnach bestätigt. Des Weiteren sind 58 Poolbrände (37 Poolbrände mit Deckenbereich und 21 Poolbrände ohne Deckenbereich) am Fire Safety Engineering Research and Technology Centre, kurz FireSERT, der Universität Ulster durchgeführt worden, um Stützen außerhalb der Brandfläche eines lokalen Brandes zu untersuchen. Als vertikale Bauteile wurden Rundstützen sowie Stahlstützen mit I- und H-Profilen untersucht. Bei den Brandversuchen wurden die Brandfläche sowie die Brandlast

(Diesel, Kerosin und Holz) variiert (vgl. [26]). Zusätzlich sind fünf der realen Poolbrände als CFD-Modell simuliert worden, um einen Abgleich der Wärmeströme der Simulation und der Versuchsergebnisse vorzunehmen. Ferner wurden Simulationen mit einem erweiterten Parameterfeld vorgenommen, um versuchsbedingte Grenzen (beispielsweise der Wärmefreisetzungsrates) zu erweitern. Die Parameterstudien berücksichtigen Poolbrände mit einem Durchmesser von 4 m - 8 m, einer Wärmefreisetzungsrates von 500 kW/m² oder 1.000 kW/m² sowie Deckenhöhen von 3, 5, 8, 10, 15 und 20 m. Die Vergleichsrechnungen zeigten, dass die neuen Ansätze auf der sicheren Seite liegen (vgl. [25]). Beim Kalibrieren der CFD-Modelle anhand der Versuche haben sich die Wahl der Turbulenzmodelle, das Berechnungsnetz (Grid), der Strahlungsanteil sowie der Effekt des Windes als maßgebliche Einflussfaktoren herausgestellt.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wird die Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze geprüft und die Berechnungsergebnisse anhand Vergleichsrechnungen mit realen Brandversuchen an Stahlstützen sowie Wänden bewertet.

4.2 Zusammenstellung realer Brandversuche (lokale Brände)

4.2.1 Allgemeines

Um die neuen Bemessungsansätze verifizieren zu können, sind Vergleichsrechnungen mit realen Brandversuchen vorgenommen worden. Es wurden vier reale Pool- und Holzkrippenbrände, die ein lokales Brandereignis darstellen, ausgewählt und mit den neuen Berechnungsgleichungen der erweiterten Ansätze berechnet. Anschließend sind die lokalen Brände in ein CFD-Modell (FDS) überführt worden. Zusätzlich ist das Berechnungsbeispiel aus Kapitel 3.6 in FDS sowie ein weiteres Beispiel mit den Anwendungsgrenzen modelliert worden. Die ausgewählten Pool- und Holzkrippenbrände sollen einen weiten Parameterbereich abdecken, weshalb die Durchmesser des Brandherdes, die Wärmefreisetzungsrates sowie der Abstand der vertikalen Bauteile (Stützen und Wände) zum Brandherd variieren. Die Durchmesser des Brandherdes liegen im Bereich zwischen D_{fire} 0,33 m und 8,00 m, die Wärmefreisetzungsrates liegt zwischen 100 kW und 40.000 kW und der horizontale Abstand r des vertikalen Bauteils zum äußeren Rand des Brandherdes variiert zwischen 0,30 m und 3,00 m. Die Parameter der gewählten Pool- und Holzkrippenbrände, die mittels der neuen Berechnungsansätze berechnet und anschließend mit dem CFD-Modell simuliert werden, zeigt Tabelle 4-1.

Entsprechend sind die Anwendungsgrenzen der analytischen Berechnungsgleichungen, die mit Durchmesser max. 10 m und Wärmefreisetzungsrates max. 50 MW angegeben sind, eingehalten.

Tabelle 4-1: Zusammenstellung realer lokaler Brände mit vertikalen Bauteilen und der Versuchsparameter

Beispiele	D_{fire} [m]	A_{fire} [m ²]	Wärmefreisetzungsr- ate [kW]	Abstand r [m]	Vertikales Bauteil
1	4,00	12,56	12.560	0,50	HEB 300
2	0,88	0,61	1.440	1,50	Wand
3	0,70	0,38	610	0,50	IPE 300
4	0,33	0,09	100	0,60	Wand
5	1,13	1,00	1.800	1,00	CHS 219x10
6	8,00	50,26	40.000	3,00	HEB 300

Im Folgenden werden die realen lokalen Brände, die für die Vergleichsrechnung herangezogen werden, kurz und übersichtlich dargestellt.

4.2.2 Beispiel 1 Berechnungsbeispiel

Das Berechnungsbeispiel aus Kapitel 3.6 basiert auf fiktiven Annahmen und wurde nicht von einem realen Brandereignis abgeleitet. Es existieren demnach keine realen Messdaten, jedoch sollte eine Modellierung in FDS erfolgen, um einen Vergleich der Berechnungsergebnisse der neuen Bemessungsansätze und der Simulationsergebnisse zu ermöglichen. Das Berechnungsbeispiel zeigt eine Stahlstütze (HEB 300), die mit einem Abstand von $r = 0,5$ m zum äußeren Rand eines lokalen Brandherdes positioniert ist. Der Durchmesser des Brandherdes beträgt $D_{\text{fire}} = 4$ m und es wird eine Wärmefreisetzungsrate von 100 kW/m^2 (entsprechend 12.560 kW) zugrunde gelegt. Eine Decke ist nicht vorhanden, sodass eine Ausbildung einer Heißgasschicht im Deckenbereich ausgeschlossen werden kann.

4.2.3 Beispiel 2 VVT Test NFSC2 V-S1-3

Am Technischen Forschungszentrum Finnland (VTT) wurden im Rahmen des europäischen Forschungsvorhabens „Natural Fire Safety Concept“ verschiedene Großbrandversuche durchgeführt [9]. Insgesamt sind 21 Brandversuche mit zehn verschiedenen Brandquellen (Brandlasten, Durchmesser Brandherd) durchgeführt worden, bei denen sowohl Gastemperaturen im Brandraum, die Wandtemperaturen und Wärmeströme, die raucharme Schicht im Brandraum als auch die Wärmefreisetzungsraten gemessen worden sind. Die Abmessungen des Brandraumes sowie die Position des lokalen Brandherdes sind in Abbildung 4-1 dargestellt.

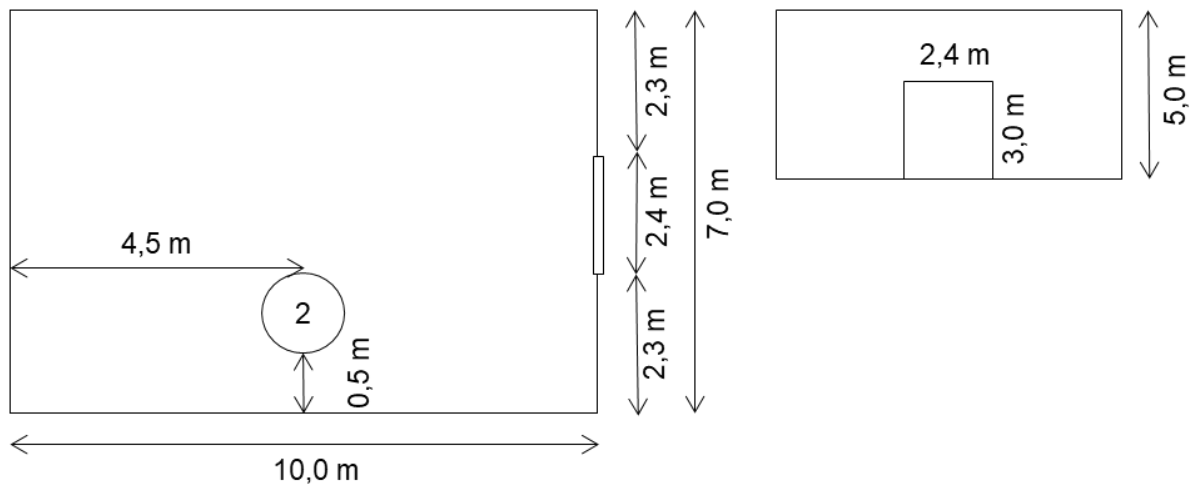


Abbildung 4-1: Abmessungen Brandversuch NSFSC2 Test V-S1-3 [9]

In der Versuchsreihe wurde die Position der Pool-Brandquelle variiert, wobei im Versuch V-S1-3 ein Poolfeuer mit einem Durchmesser von 0,88 m ($A_{\text{fire}}=0,61 \text{ m}^2$) in einer Entfernung von 0,5 m zur Brandraumwand positioniert wurde (Position 2, vgl. Abbildung 4-1). Die Poolwanne war mit Heptan gefüllt, die Wärmefreisetzungsrate betrug 1.440 kW. Es wurden die Wandtemperaturen und der Wärmestrom über eine Versuchsdauer von knapp 10 Minuten gemessen. Die Messdaten zeigt Abbildung 4-2.

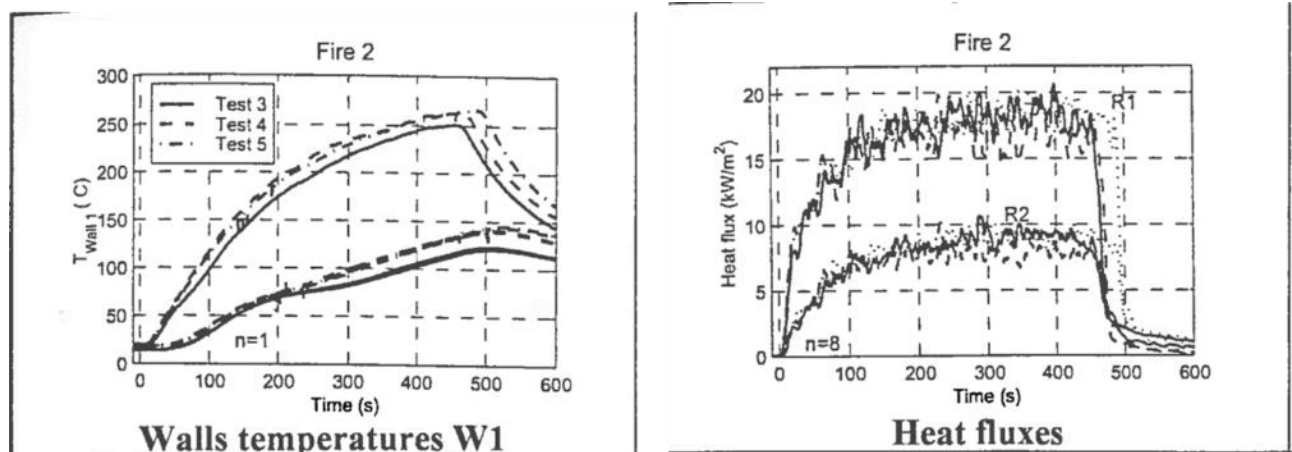


Abbildung 4-2: Gemessene Wandtemperaturen und Wärmeströme im Brandversuch [9]

4.2.4 Beispiel 3 Ulster Universität Test I7

Im Zuge der Novellierung des Anhang C zur DIN EN 1991-1-2 sind an der Ulster Universität 56 Poolbrände mit und ohne Deckenbereich durchgeführt worden. Es wurden dabei verschiedene Durchmesser des Brandherdes, verschiedene Zündmaterialien sowie die relative Position verschiedener Stützen untersucht. Die Versuchsparameter und experimentellen Daten sind dem Hintergrunddokument [26] entnommen worden, das als Hintergrunddokument zum Entwurf des

Anhang C der Working Group 4 zur Verfügung gestellt wurde. Im für den Vergleich ausgewählten Brandversuch wird ein Poolbrand (Diesel 15 Liter) mit einem Durchmesser von $D_{\text{fire}} = 0,70 \text{ m}$ untersucht, der in einem Abstand von $r = 0,50 \text{ m}$ zu einer Stahlstütze (IPE 300) positioniert wurde. Die im Versuch erzielte Wärmefreisetzungsrate lag bei 610 kW. In Abbildung 4-3 ist der Versuchsaufbau (links) sowie die Abmessungen der Poolwanne (rechts) dargestellt.

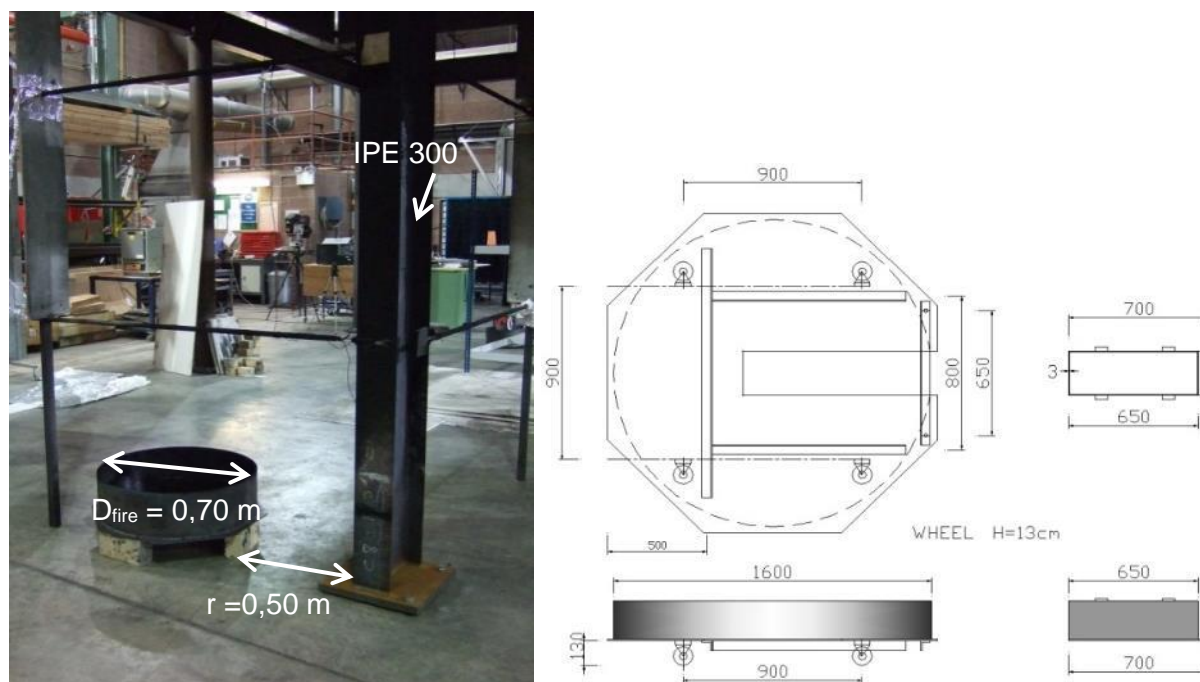


Abbildung 4-3: Versuchsaufbau 17 mit Poolwanne und vertikalem Bauteil (IPE 300) sowie Abmessungen der Poolwanne (vgl.[26])

Der Versuch wurde zur Überprüfung der neuen Bemessungsansätze durchgeführt, weshalb eine Reihe von Messdaten im Brandversuch aufgenommen worden. Die Stahltemperaturen sind an den Flanschen sowie dem Steg über die Höhe (1 m, 2 m, 3 m, 4 m und 5 m) ebenso wie die Gastemperaturen über Thermoelemente gemessen worden. Der Wärmestromdichte wurde über zwei Gardon Gauge Sonden in der Höhe von 1 m und 2 m gemessen. Die Messergebnisse für die Stahltemperaturen (exemplarisch in 1 m Höhe) sowie der gemessene Wärmestromdichten zeigt Abbildung 4-4.

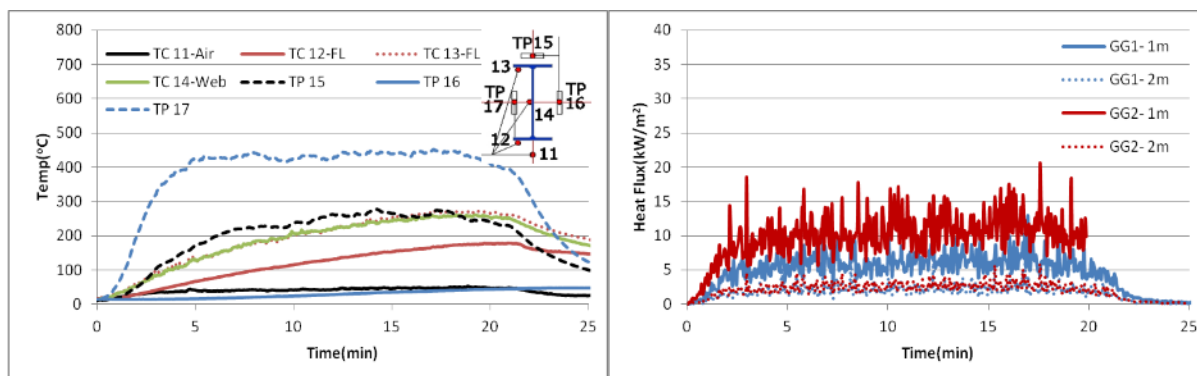


Abbildung 4-4: Gemessene Stahltemperaturen in 1 m Höhe sowie die gemessenen Wärmestromdichten in 1 m und 2 m Höhe während des Poolbrandes I7 (vgl.[26])

4.2.5 Beispiel 4 iBMB LindaFire WV 13

Am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig sind im Zuge eines Forschungsvorhabens Großbrandversuche am Fassadenprüfstand durchgeführt worden [8]. Ein Kiesbettbrenner 0,30 m x 0,30 m x 0,16 m ist dazu 0,60 m von einer Fassade aus Porenbeton angeordnet worden. Die Brennerleistung wurde mit 100 kW angesetzt. Die Versuchsanordnung sowie die Position der Messstellen zeigt Abbildung 4-5.

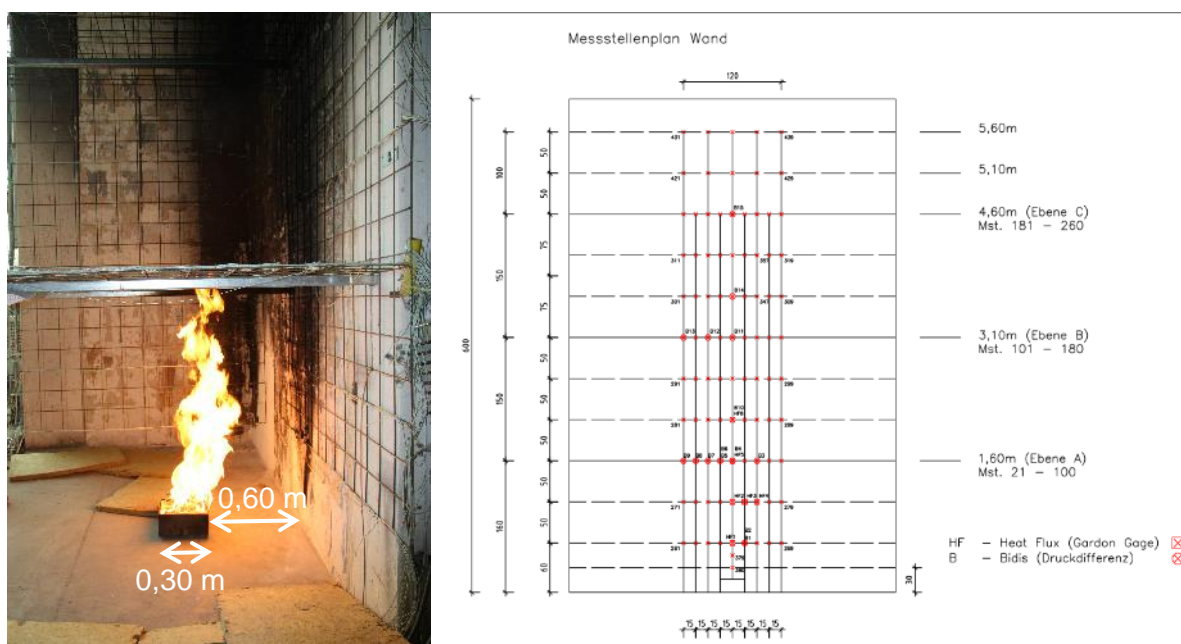


Abbildung 4-5: Versuchsanordnung und Messstellenplan Brandversuch WV 13- LINDAFIRE [8]

Es wurden die Wandtemperaturen in mehreren Ebenen über die Höhe (0,6 m, 1,10 m, 1,60 m, 2,10 m bis 5,60 m.) und im Abstand zur Brandquellenachse in 0,15 m gemessen. Ebenso sind die Druckdifferenzen über Bidis sowie die Wärmestromdichten über Gardon Gauge Sonden in der Achse des Brandherdes über die Höhe (0,6 m, 1,10 m, 1,60 m, 2,10 m) gemessen worden.

Die experimentellen Messdaten des Brandversuchs LindaFire WV13 sind Abbildung 4-6 dargestellt.

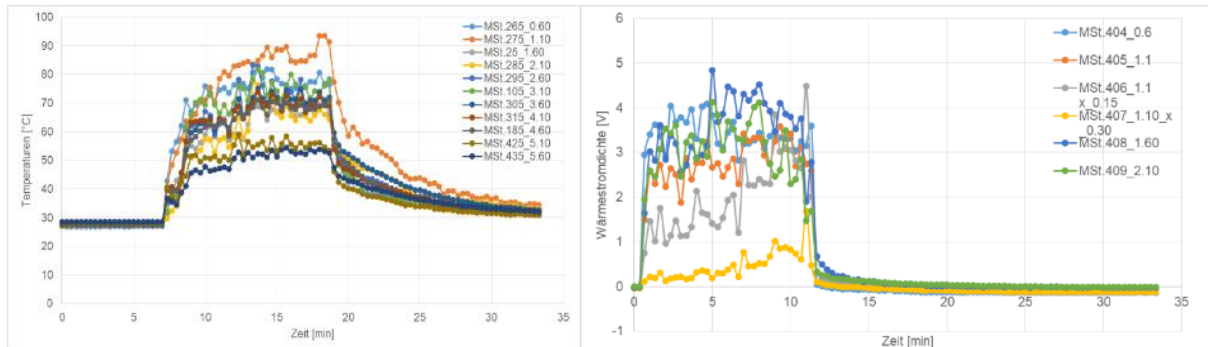


Abbildung 4-6: Gemessene Wandtemperaturen und Wärmestromdichten im Versuch WV13 aus [8]

4.2.6 Beispiel 5 Ulster Universität Test O36

Im Rahmen der Versuchsreihe an der Universität Ulster (UK) sind neben dem Poolbrand I7 auch ein lokaler Brand mit einer Holzkrippe durchgeführt worden. Die Holzkrippe weist die Dimensionen 1,0 m x 1,0 m x 0,5 m auf und wurde in einem Abstand von $r = 0,5\text{m}$ zu einer Stahlrundstütze (CHS 219x10) positioniert. Eine Wärmefreisetzungsrate von 1.800 kW wurde im Versuch realisiert. Der Versuchsaufbau sah zusätzlich einen Deckenbereich aus 19 mm Gipskartonfeuerschutzplatten in einer Höhe von 3,20 m vor. Während des Brandversuchs haben die Flammen den Deckenbereich erreicht. Die Versuchsparameter und experimentellen Daten sind dem Hintergrunddokument [26] entnommen worden.

Der Versuchsaufbau von Test O36 sowie die Position der Rundstütze zur Holzkrippe zeigt Abbildung 4-7.

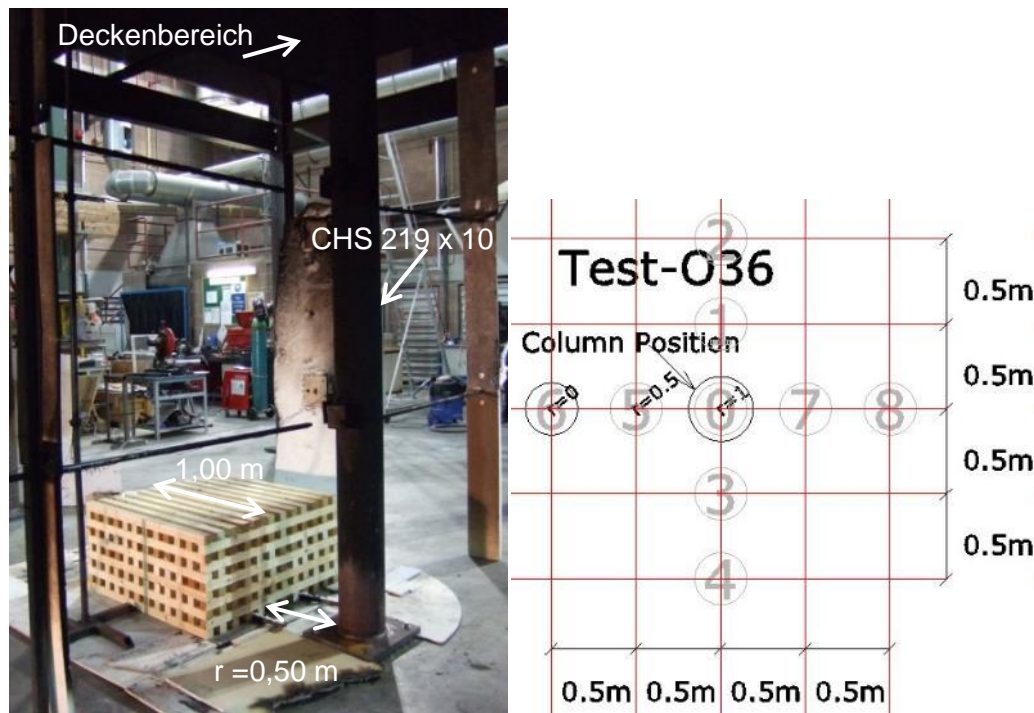


Abbildung 4-7: Versuchsaufbau O36 mit Holzkrippe und vertikalem Bauteil (Rundstütze) sowie Position der Stütze (Pos. 0) zum lokalen Brand (Pos. 6) (vgl. [26])

Während des lokalen Brandversuchs sind einige Messdaten (Stahltemperaturen, Wärmestromdichte, Gastemperaturen sowie Wärmefreisetzungsrate) aufgezeichnet worden. Zusätzlich ist die Flammenlänge des lokalen Brandereignisses gemessen worden. Neben den Bauteiltemperaturen der Rundstütze, die mit Thermoelementen über die Höhe gemessen worden sind, sind im Deckenbereich Temperaturmessungen mit einem Raster von 0,50 m vorgenommen worden. Die Wärmestromdichte wurde mit zwei Gardon Gauge Sonden in einer Höhe von 1 m und 2 m gemessen. Die Messdaten für Bauteiltemperaturen sowie die Wärmestromdichte sind in Abbildung 4-8 dargestellt.

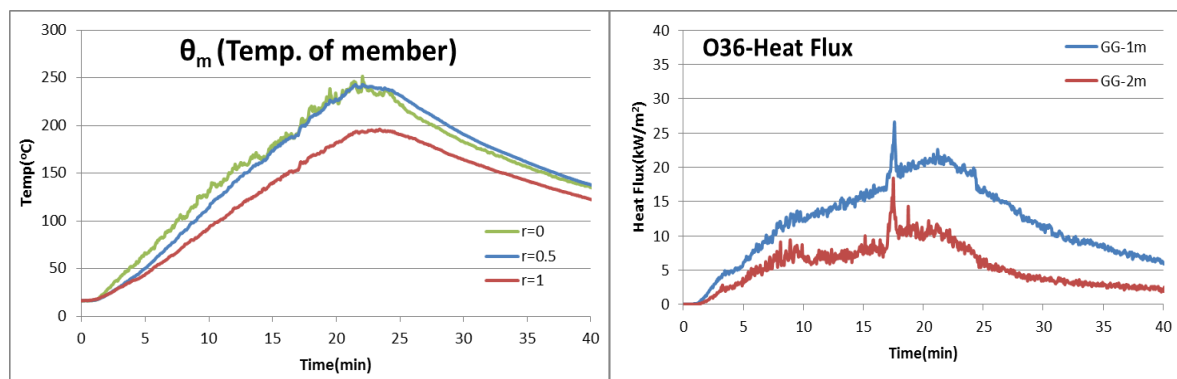


Abbildung 4-8: Gemessene Stahltemperaturen (0 m, 0,5 m und 1 m) und Wärmestromdichten in 1 m und 2 m Höhe während des lokalen Brandversuch O36

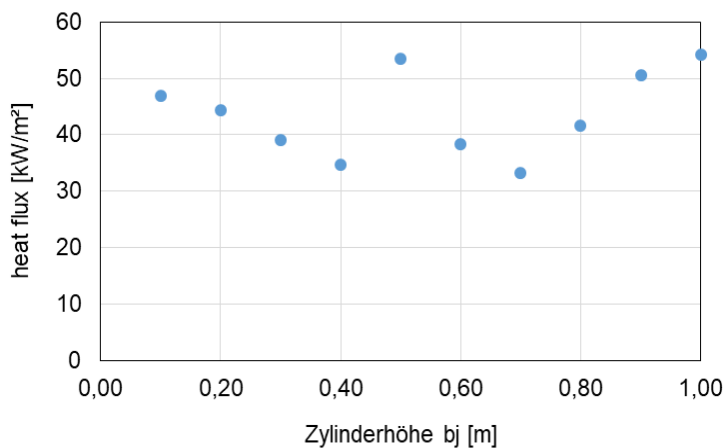
4.2.7 Beispiel 6 Berechnungsbeispiel

Ein weiteres Berechnungsbeispiel wurde betrachtet, um die Anwendungsgrenzen von Flammendurchmesser $D_{\text{fire}} < 10$ m und Wärmefreisetzungsrate Q des lokalen Brandes unterhalb von 50 MW zu untersuchen. Das Berechnungsbeispiel basiert auf fiktiven Annahmen und wurde nicht von einem realen Brandereignis abgeleitet. Es existieren demnach keine realen Messdaten, jedoch sollte eine Modellierung in FDS erfolgen, um einen Vergleich der Berechnungsergebnisse der neuen Bemessungsansätze und der Simulationsergebnisse zu ermöglichen. Das Berechnungsbeispiel zeigt eine Stahlstütze (HEB 300), die mit einem Abstand von $r = 3,0$ m zum äußeren Rand eines lokalen Brandherdes positioniert ist. Der Durchmesser des Brandherdes beträgt $D_{\text{fire}} = 8$ m und es wird eine Wärmefreisetzungsrate von 40.000 kW zugrunde gelegt. Eine Decke ist nicht vorhanden, sodass eine Ausbildung einer Heißgasschicht im Deckenbereich ausgeschlossen werden kann.

4.3 Anwendung der neuen Bemessungsansätze

Die neu entwickelten Bemessungsansätze werden im Folgenden an die vorgestellten realen lokalen Brandversuche angewendet. Die Versuchsparameter und Anordnungen wurden dabei berücksichtigt. Um den Einfluss der Einteilung der virtuellen Flamme und deren Bereiche b_j zu bestimmen, sind für das erste Berechnungsbeispiel (vgl. Kapitel 3.6) die Zylinderhöhen variiert worden. Je geringer die Bereiche b_j gewählt werden, desto höher ist die Anzahl der Zylinder und die Berechnungskomplexität erhöht sich (vgl.

Abbildung 4-9). Zudem zeigt sich, dass Bereiche mit $b_j > 0,5$ m zu einer groben Einteilung der virtuellen Flamme führen.



1. Seite		
Zylinderhöhe b_j [m]	heat flux [kW/m²]	Anzahl Zylinder
0,10	46,98	62
0,20	44,28	31
0,30	39,14	21
0,40	34,75	16
0,50	53,53	13
0,60	38,40	11
0,70	33,27	9
0,80	41,58	8
0,90	50,55	7
1,00	54,32	7

Abbildung 4-9: Berechnete Wärmestromdichten mit verschiedenen Zylinderhöhen b_j der virtuellen Flamme

Gemäß der Angaben des Entwurfs zur DIN EN 1991-1-2 Anhang C (Stand April 2018) [11] empfiehlt sich eine Bereichseinteilung $b_j \leq 0,5$ m. Bei Anwendung der neuen Bemessungsansätze wurde einheitlich eine Zylinderhöhe b_j von 0,5 m gewählt. Im Folgenden werden die Ergebnisse der neuen Bemessungsansätze für die zuvor dargestellten realen lokalen Brände aufgezeigt. Neben der Flammenlänge und dem virtuellen Ursprung, die sich mit den aktuellen Angaben im Anhang C zur DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] berechnen lassen, werden die Wärmestromdichten, die mittels der neuen Bemessungsansätze berechnet werden können, dargestellt.

Beispiel 1:

Flammenlänge $L_f = 6,15 \text{ m}$

Virtueller Flammenursprung $z_0 = 0,457 \text{ m}$

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Seite 1	heat flux [kW/m ²] Seite 2	heat flux [kW/m ²] Seite 3	heat flux [kW/m ²] Seite 4	heat flux [kW/m ²] Gesamt
0,50	52,288	5,519	0	5,519	15,832
1,00	53,534	5,174	0	5,174	15,971
1,50	51,296	5,174	0	5,174	14,883
2,00	47,789	3,437	0	3,437	13,666
2,50	43,9213	3,157	0	3,156	12,559
3,00	39,861	3,231	0	3,231	11,581
3,50	35,755	3,537	0	3,537	10,707
4,00	31,433	4,017	0	4,017	9,867
4,50	27,209	4,625	0	4,625	9,115
5,00	23,485	5,358	0	5,358	8,550
5,50	20,256	6,162	0	6,162	8,145
6,00	17,900	6,162	0	6,161	7,949

Beispiel 2:

Flammenlänge $L_f = 3,40 \text{ m}$

Virtueller Flammenursprung $z_0 = 0,623 \text{ m}$

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Wand
0,50	9,977
1,00	10,746
1,50	10,172
2,00	8,760
2,50	6,993
3,00	5,250

Beispiel 3:

Flammenlänge $L_f = 2,35 \text{ m}$

Virtueller Flammenursprung $z_0 = 0,371 \text{ m}$

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Seite 1	heat flux [kW/m ²] Seite 2	heat flux [kW/m ²] Seite 3	heat flux [kW/m ²] Seite 4	heat flux [kW/m ²] Gesamt
0,50	23,491	1,836	0	1,836	6,791
1,00	20,857	1,764	0	1,764	6,096
1,50	15,492	0,977	0	0,977	4,361
2,00	9,635	0,492	0	0,492	2,655

Beispiel 4:

Flammenlänge $L_f = 1,29 \text{ m}$

Virtueller Flammenursprung $z_0 = 0,330 \text{ m}$

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Wand
0,50	7,242
1,00	4,950
1,50	2,284
0,60	5,827
1,10	3,914
1,60	1,890
2,10	0,794
2,60	0,517

Beispiel 5:

Flammenlänge $L_f = 3,55 \text{ m}$

Virtueller Flammenursprung $z_0 = 0,512 \text{ m}$

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Seite 1	heat flux [kW/m ²] Seite 2	heat flux [kW/m ²] Seite 3	heat flux [kW/m ²] Seite 4	heat flux [kW/m ²] Gesamt
0,5	17,105	1,170	0	1,170	4,861
1,0	18,180	1,312	0	1,312	5,201
1,5	16,594	0,926	0	0,926	4,611
2,0	14,016	0,552	0	0,552	3,780
2,5	11,038	0,252	0	0,252	2,885
3,0	8,116	0,036	0	0,036	2,047
3,5	5,730	0,727	0	0,727	1,796

Im Versuch ist in einer Höhe von 3,20 m ein Deckenbereich angeordnet worden. Die Flammenlänge $L_f = 3,55 \text{ m}$ überschreitet die Deckenhöhe H von 3,20 m, sodass ab $z_f \geq 3,0 \text{ m}$ die Wärmestromdichte als Maximum der Gleichung C.11 sowie den Gleichungen nach Hasemi C.4 - C.8 im Entwurf des neuen Anhang C (Stand April 2018) [11] berechnet wird. Entsprechend ist die maximale Wärmestromdichte nach Hasemi mit $27,56 \text{ kW/m}^2$ maßgebend.

Anhand der Berechnungsergebnisse wird deutlich, dass die neuen Bemessungsansätze unter Anwendung von Tabellenkalkulationsprogrammen eine Berechnung von vertikalen Stahlstützen und Wänden unter lokaler Brandbeanspruchung ermöglichen. Zur Bewertung der Berechnungsergebnisse werden im Folgenden die Ergebnisse der Simulationsberechnungen mit CFD-Modellen der betrachteten Pool- und Holzkrippenbrände dargestellt.

4.4 CFD-Modelle ausgewählter Poolbrände

4.4.1 Modellierung mit dem Fire Dynamics Simulator

Zur Bewertung der Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze im novellierten Anhang C in DIN EN 1991-1-2 (Stand April 2018) [11] sind Brandsimulationsberechnungen mit dem Feldmodell Fire Dynamics Simulator (FDS, Version 6.5.3) durchgeführt worden. Entsprechend der Versuchsaufbauten der beispielhaft gezeigten, realen lokalen Brände sind die FDS-Modelle implementiert worden. Dabei wurden die Bauteiltemperaturen und Wärmestromdichten am vertikalen Bauteil sowie die Heißgastemperaturen in Plumeachse des lokalen Brandes berechnet.

Für die Brandsimulationsberechnungen in FDS wird das Turbulenzmodell Large Eddy Simulation zu Grunde gelegt. Im Modell wurde der Strahlungsanteil (*radiative fraction*) zu 0,35 angenommen (Standardeinstellung vgl. [1]). Das Berechnungsnetz (Grid) wurde im Brandnahbereich mit 5 cm abgebildet. Für größere Geometrien (z. B. Beispiel 2) wurde die Gridgröße in der erweiterten Umgebung mit 20 cm gewählt, um die Berechnungszeit der Brandsimulation zu begrenzen. Entsprechend der Versuchsaufbauten der betrachteten Poolbrände sind die Durchmesser des lokalen Brandes, die Wärmefreisetzungsrate, die Brandlast sowie der Abstand zwischen der lokal begrenzten Brandfläche und dem vertikalen Bauteil in FDS implementiert worden. Die vertikalen Bauteile sind vereinfacht als rechteckige Querschnitte eingegeben worden. Ferner wurde die kreisrunde Brandfläche der lokalen Brände vereinfacht als rechteckige Brandfläche implementiert. Aufgrund fehlender Angaben über den Einfluss des Windes in den Brandversuchen, der eine Schrägstellung der Flammenbildung eines lokalen Brandes zur Folge haben kann, sind die Effekte des Windes vereinfacht nicht berücksichtigt worden. Das FDS-Modell für ein vertikales Bauteil während einer lokalen Brandbeanspruchung (Beispiel 1) zeigt Abbildung 4-10. Entsprechend sind die Beispiele 2-6 modelliert worden.

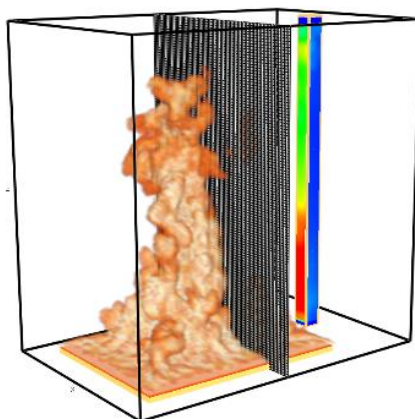


Abbildung 4-10: Vereinfachtes CFD-Modell eines vertikalen Bauteils unter lokaler Brandbeanspruchung (Beispiel 1)

4.4.2 Simulierte Bauteiltemperaturen und Wärmestromdichten

Die Brandsimulationsergebnisse für die betrachteten Poolbrände sind im Folgenden dargestellt. Es werden die maximalen Berechnungswerte der simulierten Bauteiltemperaturen sowie die Wärmestromdichten auf die vertikalen Bauteile (Stütze, Wand) angegeben. Exemplarisch für die Bauteiltemperaturen der lokal brandbeanspruchten vertikalen Bauteile werden die Bauteiltemperaturen an Seite 1 dargestellt. Die Wärmestromdichten werden für alle vier Seiten des vertikalen Bauteils dargestellt.

Die Simulationsergebnisse bestätigen, dass die Berechnung der Wärmestromdichten der Seite 3 (vom lokalen Brand abgewandte Seite) des vertikalen Bauteils bei der Berechnung mit den neuen Bemessungsansätzen vernachlässigt werden kann. Zusätzlich zeigt sich, dass die Wärmestromdichten und Temperaturen von Seite 2 und Seite 4 in vergleichbaren Größenordnungen liegen. Ferner zeigen die Simulationsergebnisse, dass sich mit steigender Bauteilhöhe die Brandbeanspruchung (Temperaturen an Seite 1) reduzieren. In Abhängigkeit der Durchmesser des lokalen Brandes, der Brandlasten sowie der Wärmefreisetzungsrates können die Bauteiltemperaturen und Wärmestromdichten variieren.

Beispiel 1:

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Seite 1	heat flux [kW/m ²] Seite 2	heat flux [kW/m ²] Seite 3	heat flux [kW/m ²] Seite 4	Temperatur [°C] Seite 1
0,50	32,218	4,388	0,113	5,113	259,550
1,00	32,617	3,511	0,068	4,561	246,875
1,50	31,588	3,052	0,055	4,341	224,695
2,00	30,201	2,802	0,059	4,253	207,383
2,50	29,408	2,810	0,075	4,497	193,500
3,00	28,587	2,822	0,100	4,764	177,577
3,50	28,102	2,941	0,141	5,124	
4,00	27,341	3,144	0,244	5,314	149,927
4,50	24,994	4,352	0,533	5,680	

Beispiel 2:

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Wand	Temperatur [°C] Wand
0,50	4,495	44,260
1,00	8,494	65,391
1,50	11,059	76,084
2,00	9,867	67,382
2,50	6,847	50,816
3,00	4,557	41,540
3,50	3,023	35,332
4,00	2,275	32,205
4,50	2,158	31,345

Beispiel 3:

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Seite 1	heat flux [kW/m ²] Seite 2	heat flux [kW/m ²] Seite 3	heat flux [kW/m ²] Seite 4	Temperatur [°C] Seite 1
0,50	7,126	0,664	0,035	0,474	97,675
1,00	16,322	1,161	0,018	0,759	181,796
1,50	19,046	1,226	0,013	0,827	198,690
2,00	17,370	1,207	0,010	0,858	170,101
2,50	12,380	0,840	0,012	0,916	119,617
3,00	8,391	1,146	0,010	0,865	73,436

Beispiel 4:

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] Wand	Temperatur [°C] Wand
0,60	4,662	48,322
1,10	2,811	42,039
1,60	1,238	36,224
2,10	0,470	34,233
2,60	0,220	39,056

Beispiel 5:

Höhe z_f [m]	heat flux [kW/m ²] 1. Seite	heat flux [kW/m ²] 2. Seite	heat flux [kW/m ²] 3. Seite	heat flux [kW/m ²] 4. Seite	Temperatur [°C] 1. Seite
0,50	35,903	5,863	0,123	5,668	286,549
1,00	58,0816	9,129	0,123	8,349	359,503
1,50	52,064	9,300	0,123	8,325	318,337
2,00	51,511	8,484	0,123	7,404	257,550
2,50	38,619	6,805	0,123	5,504	189,503
3,00	26,597	4,229	0,123	4,124	121,957

5 Systematische Vergleichsbetrachtung

5.1 Vorbemerkung

Im Rahmen der systematischen Bewertungen der Ergebnisse werden die Berechnungsergebnisse der neuen Ansätze stichprobenartig mit den FDS Simulationen sowie den realen Messdaten der ausgewählten Pool- und Holzkrippenbrände verglichen. Die Ergebnisse werden hinsichtlich der Temperaturen und der ermittelten Netto-Wärmestromdichten ausgewertet, um die Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze zu überprüfen. Ferner werden die betrachteten Einflussgrößen

- Position der Brandquelle,
- Durchmesser der Brandquelle,
- Brandlasten sowie
- Wärmefreisetzungsrate

in Bezug zu den Ergebnissen gesetzt, um den jeweiligen Einfluss der Parameter auf das Berechnungsergebnis zu beurteilen.

5.2 Vergleich der Wärmestromdichten und Temperaturen

5.2.1 Vorbemerkungen

Ein systematischer Vergleich der Ergebnisse, bezogen auf die gewählten Parameter sowie die Temperaturen und Netto-Wärmestromdichten von vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung, wurde stichprobenartig durchgeführt. Der systematische Vergleich ermöglicht eine Aussage über die Anwendbarkeit der neuen Bemessungsansätze, die in der novellierten Fassung zur DIN EN 1991-1-2 Anhang C (Stand April 2018) [11] aufgeführt werden. Die Berechnungsgleichungen des neuen Ansatzes wurden für die in Kapitel 4.2 gezeigten Beispiele realer Pool- und Holzkrippenbrände angewendet. Für das Beispiel 5 hat sich ergeben, dass die Flammen den Deckenbereich erreichen, sodass das in DIN EN 1991-1-2 Anhang C [EC 1-1-2] bereits etablierte vereinfachte Verfahren nach Hasemi anzusetzen ist. Entsprechend gelten die neuen Bemessungsansätze nicht, was bei der Auswertung berücksichtigt werden muss.

Als Vergleichskriterium der Berechnungsergebnisse wurden die Messwerte sowie die Simulationsergebnisse (FDS) herangezogen. Zur Gegenüberstellung werden die Abweichungen der Berechnungsergebnisse ins Verhältnis zu den Messwerten gesetzt. Es werden sowohl die berechneten Wärmestromdichten als auch die berechneten Bauteiltemperaturen mit den Messergebnissen aus den Pool- und Holzkrippenbränden sowie den Simulationsergebnissen aus FDS verglichen.

5.2.2 Vergleich der Wärmestromdichten

Eine Gegenüberstellung der realen Messdaten der Wärmestromdichte und der berechneten Wärmestromdichten mittels der neuen Bemessungsansätze zeigt Abbildung 5-1.

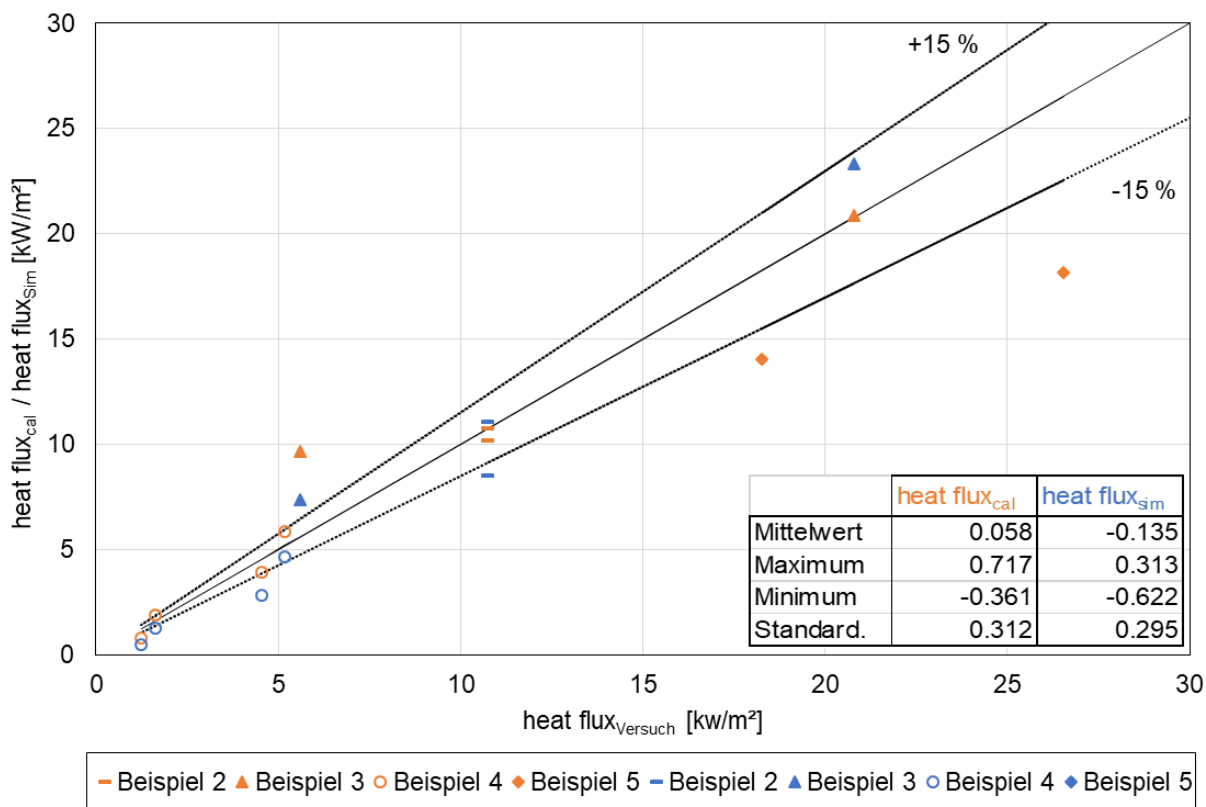


Abbildung 5-1: Vergleich realer Wärmestromdichten aus lokalen Brandversuchen mit Berechnungsergebnissen (orangene Datenpunkte) und Simulationsergebnissen (blaue Datenpunkte) der neuen Bemessungsansätze

Die berechneten Wärmestromdichten liegen sowohl oberhalb als auch unterhalb der gemessenen Wärmestromdichten. Insgesamt wurden acht Versuchsergebnisse der Beispiele 2 – 5 mit dem Berechnungsergebnis der neuen Bemessungsansätze verglichen. Die Beispiele 1 und 6, für die keine realen Versuchsdaten vorliegen, wurden in Abb. 5-1 nicht dargestellt. Im Mittel liegt das Ergebnis der analytischen Berechnungsgleichungen der neuen Ansätze auf der sicheren Seite, wobei die Streuung groß (Standardabweichung 0,31) ausfällt. Insbesondere für die Beispiele 2 und 4, bei denen die Wärmeströme an einer Leichtbeton-Wand gemessen und berechnet wurden, liegen die Berechnungsergebnisse zum Teil auf der unsicheren Seite. Die neuen Bemessungsansätze wurden insbesondere für Stützen ausgelegt, sodass nur eine eingeschränkte Anwendung für lokale brandbeanspruchte Wände aufgrund verändernder Strömungsverhältnisse und Strahlungen möglich ist. Für die Berechnung der Wärmeströme an den

vertikalen Bauteilen (z. B. Beispiel 3) liegen die berechneten Wärmeströme z. T. auf der sicheren Seite ($\pm 15\%$). Im Beispiel 5 hat sich während des Versuches eine deutliche Schiefstellung der Flamme des lokalen Brandes eingestellt. Zudem erreichten die Flammen die im Versuch angeordnete Decke, sodass der Anwendungsbereich der neuen Bemessungsansätze nicht mehr zutrifft. Ferner stellen die berechneten Wärmeströme dem neuen Bemessungsansatz gegenüber eine starke Vereinfachung der realen Messdaten dar, die die realen Wärmeströme deutlich unterschätzen. Entsprechend liegen die berechneten Wärmeströme der neuen Ansätze für Beispiel 5 im Vergleich zu den realen Versuchsergebnissen deutlich auf der unsicheren Seite.

In den realen Brandversuchen wurden die Wärmestromdichten meist mit Gardon Gauge Sonden an ausgewählten Messstellen gemessen, sodass nicht ausreichend reale Messdaten über die gesamte Höhe der vertikalen Bauteile zur Verfügung standen. Gemäß Wickström [16] messen die Gardon Gauge Sonden die Konvektion und Radiation an einer wassergekühlten Oberfläche. Insbesondere die gemessene Konvektion kann von der Anordnung, dem Aufbau und der Orientierung der Sonde abhängen. Ebenso beeinflussen die Wassertemperatur des Kühlsystems, die Umgebungstemperaturen und die Strömungsverhältnisse das Messergebnis. Folglich sind die simulierten Wärmestromdichten zusätzlich den realen Versuchsergebnissen gegenübergestellt worden. Die simulierten Wärmestromdichten basieren jedoch auf FDS Simulationen mit vereinfachten Modellannahmen und sind im Vergleich zu den realen Messdaten ebenfalls berechnete Werte.

Anhand der Gegenüberstellung der simulierten Wärmestromdichten mit den Versuchsdaten zeigt sich, dass die Simulationsergebnisse im Mittel bei $-0,135$ entsprechend $-13,5\%$ (Standardabweichung $0,295$) liegen. Die simulierten Wärmestromdichten stellen aufgrund der Modellbildung in FDS Berechnungswerte mit Modellunsicherheiten dar, die ebenfalls von den realen Messdaten der Wärmestromdichte abweichen können. Sie liegen jedoch im Bereich von $\pm 15\%$. Weiterhin zeigen die Ergebnisse der neuen Bemessungsansätze sowie die Simulationsergebnisse mit FDS, dass mit steigender Brandfläche D_{fire} des lokalen Brandes die Wärmestromdichte zunimmt. Exemplarisch für die berechnete Wärmestromdichte bei $z_j = 1,0\text{ m}$ werden die Berechnungsergebnisse in Abhängigkeit der Flammendurchmesser D_{fire} in Abbildung 5-2 gezeigt. Entsprechend den Beispielen aus Kapitel 4.2 wurden Flammendurchmesser von $D_{\text{fire}} = 0,3$ bis $D_{\text{fire}} = 8,0\text{ m}$ betrachtet. Die Beispiele 1 – 6 weisen jedoch unterschiedliche Wärmefreisetzungsraten entsprechend der verschiedenen Pool- und Holzkrippenbrände sowie verschiedener Abstände r zum vertikalen Bauteil auf, weshalb alle Beispiele einzeln betrachtet werden.

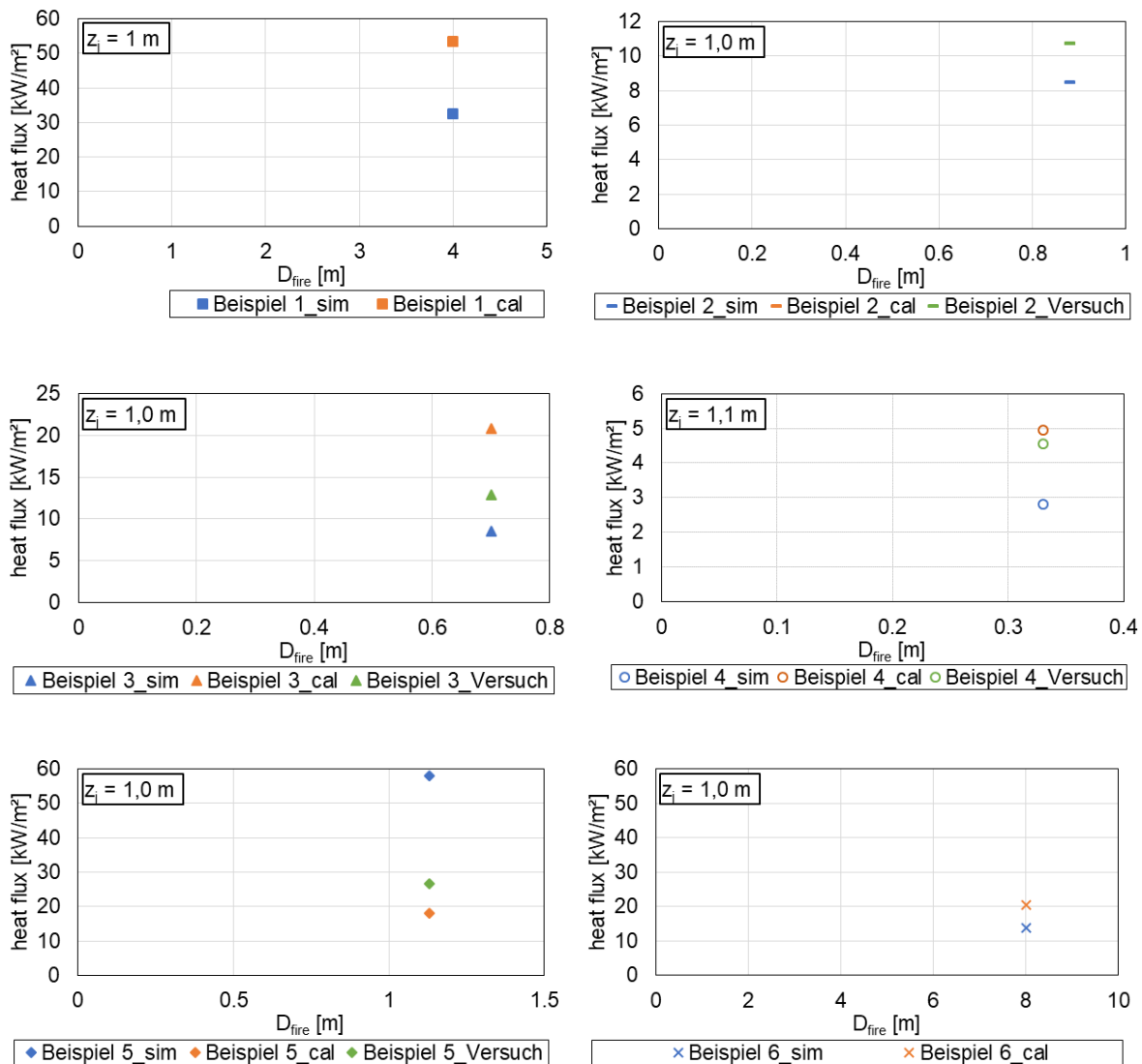


Abbildung 5-2: Wärmestromdichten ($z_i = 1,0\text{ m}$) in Abhängigkeit der Durchmesser des Brandherdes D_{fire} des lokalen Brandes für die Beispiele 1 – 6

Für die Beispiel 1 und 6 lagen keine Versuchsergebnisse vor, weshalb lediglich die Simulationsergebnisse mit den Berechnungsergebnissen verglichen wurden. Die Berechnungsergebnisse der neuen Bemessungsansätze sind dabei konservativer als die Simulationsergebnisse. Für die Beispiele 2 ist die berechnete Wärmestromdichte bei $z_i = 1,0\text{ m}$ gleich dem Versuchsergebnis. Die Berechnungsergebnisse der Wärmestromdichte für die Beispiele 3 und 4 liegen oberhalb der Simulations- und Versuchsergebnisse, somit liegen sie konservativ und auf der sicheren Seite. Für Beispiel 5, bei dem die Flammen des lokalen Brandes die Decke berührten,

ist der neue Bemessungsansatz nicht anzuwenden, weshalb die Berechnungsergebnisse auf der unsicheren Seite liegen.

Ferner wird die Abhängigkeit der Wärmestromdichte zur Wärmefreisetzungsrate in Abbildung 5-3 und Abbildung 5-4 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass mit steigender Höhe z_j am vertikalen Bauteil die Wärmestromdichte (exemplarisch für $z_j = 1,0$ m und $z_j = 2,0$ m) sinkt. Die Wärmefreisetzungsrate wird jedoch durch die vorhandene Brandraumgeometrie, die Brandlasten (Art und Menge) sowie die Ventilationsverhältnisse beeinflusst. Es wurden lokale Brände mit Wärmefreisetzungsraten von 100 bis 40.000 kW betrachtet.

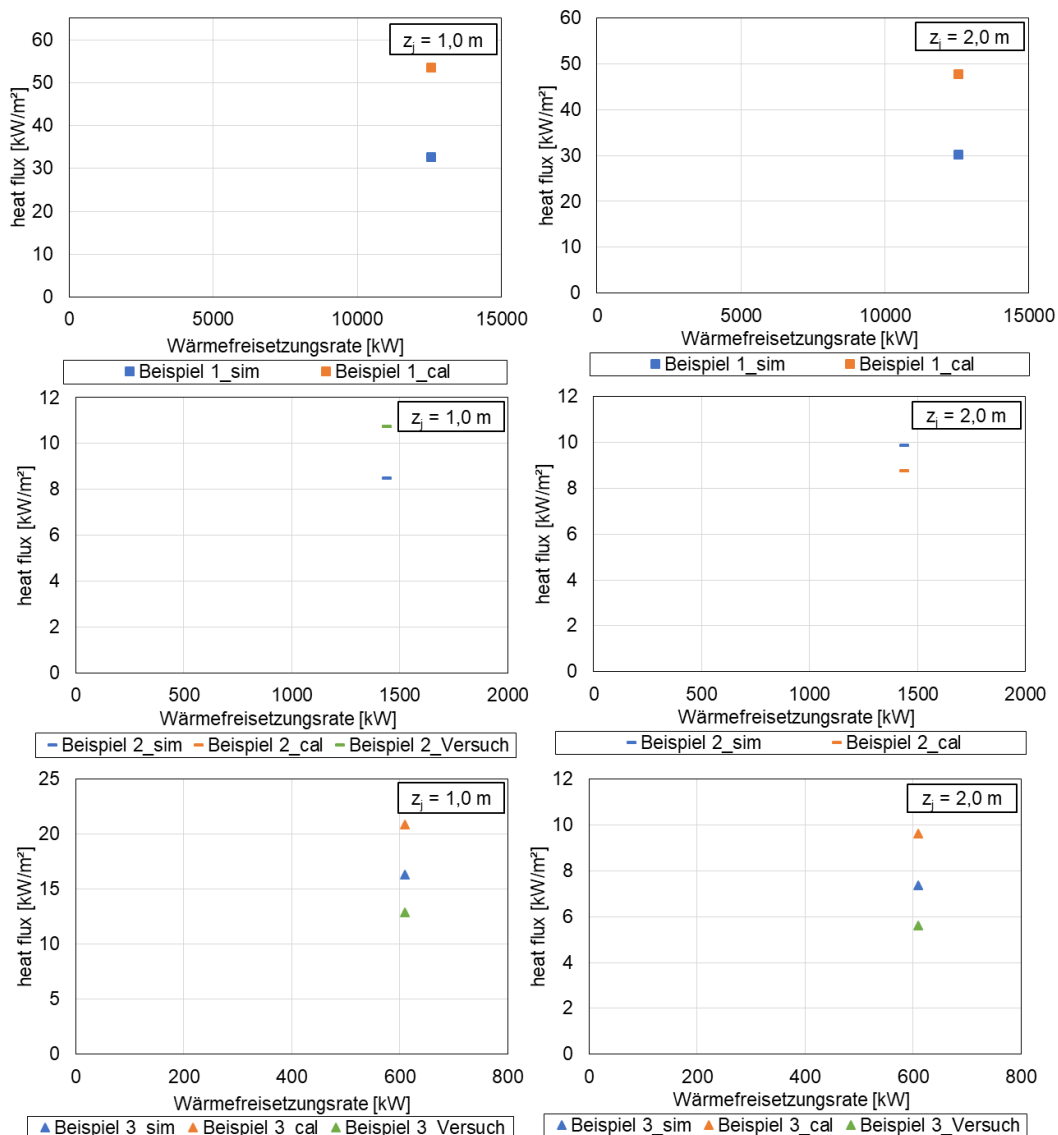


Abbildung 5-3: Wärmestromdichte ($z_j = 1,0$ m, $z_j = 2,0$ m) in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate des lokalen Brandes für die Beispiele 1 – 3

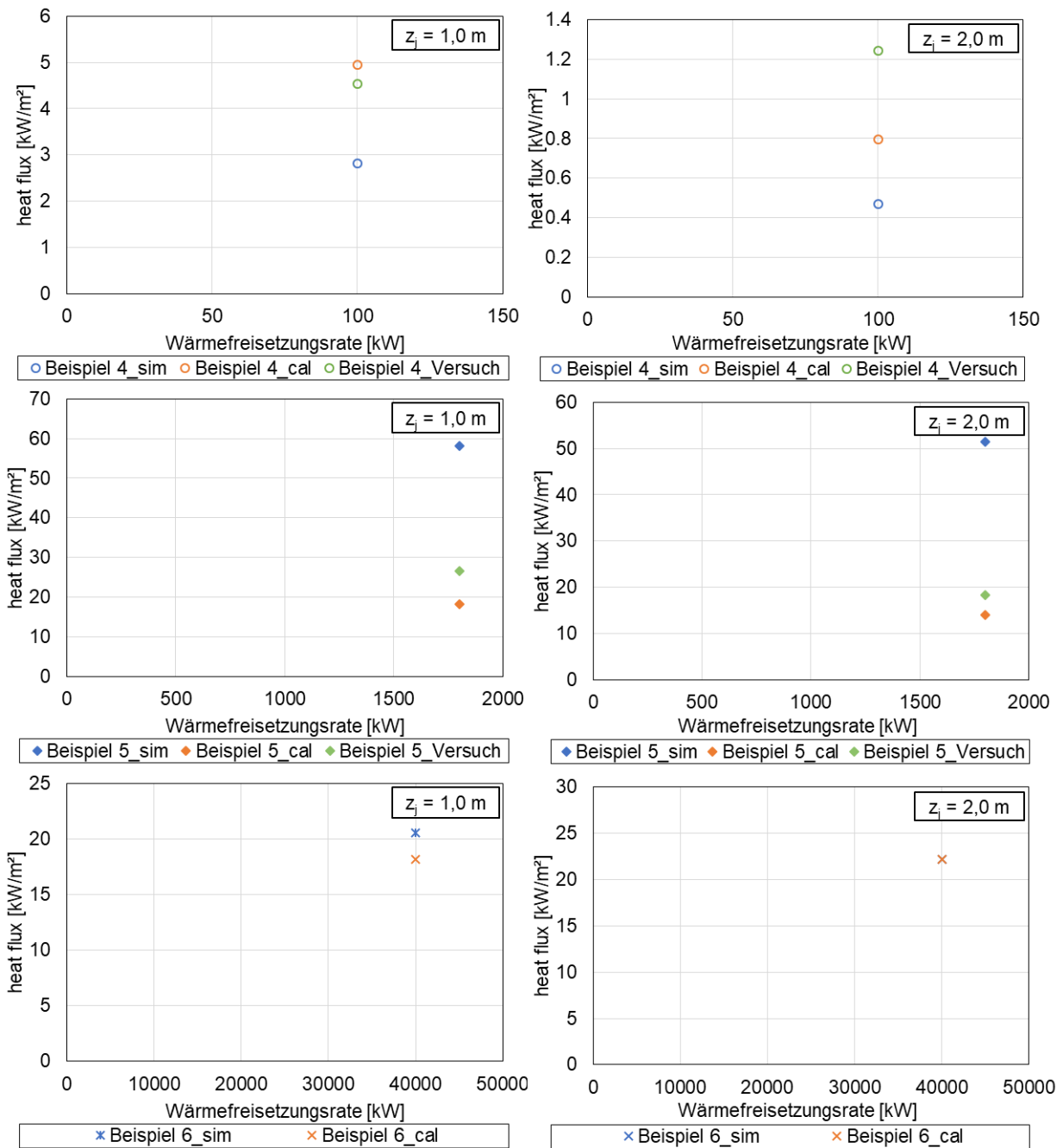


Abbildung 5-4 Wärmestromdichte ($z_j = 1,0\text{ m}$, $z_j = 2,0\text{ m}$) in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate des lokalen Brandes für die Beispiele 4– 6

Die berechneten Wärmestromdichten über die Höhe z_j des vertikalen Bauteils liegen weitestgehend auf der sicheren Seite. Lediglich für die Beispiel 2 und 4, bei denen das vertikale Bauteil im realen lokalen Brandversuch eine Wand darstellte, liegen die Berechnungsergebnisse für $z_j = 2,0\text{ m}$ im Vergleich zu den realen Versuchsergebnissen auf der unsicheren Seite. Für Beispiel 5, das eine Anwendung der neuen Bemessungsansätze aufgrund der Ausbildung einer

Heißgasschicht im Deckenbereich ausschließt, werden ebenfalls Berechnungsergebnisse auf der unsicheren Seite erzielt.

Zusätzlich ist die Wärmestromdichte an vertikalen Bauteilen, die in einem unterschiedlichen horizontalen Abstand zum lokalen Brand positioniert wurden, berechnet worden. Es wurden horizontale Abstände r im Bereich von $r = 0,5$ m bis $r = 3,0$ m betrachtet. Aufgrund der Ergebnisse zeigt sich, dass sich die Wärmestromdichte am vertikalen Bauteil mit steigendem Abstand r zur lokalen Brandquelle reduziert (vgl. Abbildung 5-5). Die Berechnungsergebnisse des neuen Ansatzes sind als orangene Datenpunkte, die Simulationsergebnisse als blaue und die Versuchsergebnisse als grüne Datenpunkte dargestellt. Das Simulationsergebnis aus Beispiel 5 reißt aus der Darstellung aus, weil die Modellvereinfachungen in FDS den realen Poolbrand nur sehr konservativ wiedergeben. Ebenso fallen die Wärmestromdichten im Beispiel 2 und 4 geringer aus, da im Beispiel die Wärmestrahlungen an einer Wand (Leichtbeton) berechnet werden.

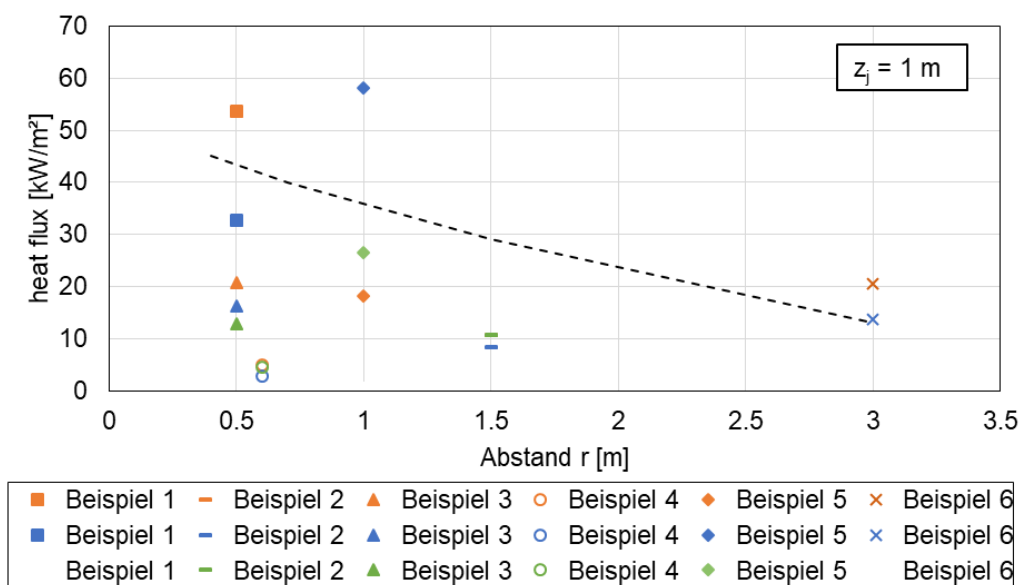


Abbildung 5-5: Wärmestromdichte ($z_j = 1$ m) in Abhängigkeit des Abstandes r des lokalen Brandes zum vertikalen Bauteil für die Beispiele 1 – 5

Entsprechend sind für das Beispiel 3 weitere Simulationen und Berechnungen mit den neuen Bemessungsansätzen mit variierenden Abständen r durchgeführt worden. Die Ergebnisse in Abbildung 5-6 bestätigen, dass sich die Wärmestromdichte am vertikalen Bauteil mit steigendem Abstand r zur lokalen Brandquelle reduziert.

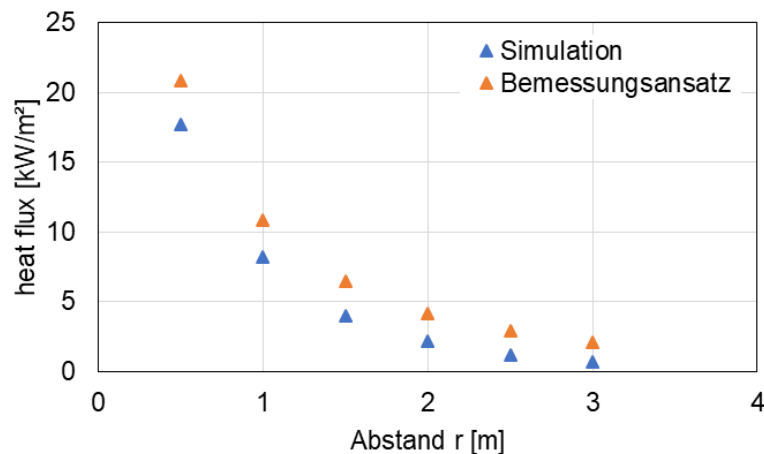


Abbildung 5-6 : Wärmestromdichte ($z_j = 1 \text{ m}$) in Abhängigkeit des Abstandes r des lokalen Brandes zum vertikalen Bauteil für die Beispiele 3

Insgesamt ergeben die Ergebnisse der neuen Bemessungsansätze sowie die Simulationsergebnisse der Wärmestromdichte vergleichbare Aussagen. Bis dato werden zur Berechnung CFD - Modelle (FDS) angewendet, um vertikale Bauteile unter lokaler Brandbeanspruchung zu berechnen. Die neuen analytischen Bemessungsansätze erzielen jedoch vergleichbare Ergebnisse, die trotz hoher Schwankungen im Mittel auf der sicheren Seite liegen.

Aufgrund der Versuchsrandbedingungen der ausgewählten Poolbrände sind die Flammendurchmesser D_{fire} und Wärmefreisetzungsraten begrenzt, sodass die Anwendungsgrenzen der neuen analytischen Bemessungsansätze von $D_{\text{fire}} = 10 \text{ m}$ und der Wärmefreisetzungsraten von 50 MW nicht ausreichend betrachtet werden konnten. Es ist davon auszugehen, dass die Bemessungsansätze entsprechend der exemplarischen Berechnungen auch für größere Branddurchmesser $D_{\text{fire}} > 4, < 10$ und Wärmefreisetzungsraten $> 12.560 \text{ kW}, < 50.000 \text{ kW}$ anwendbar sind. Die Ergebnisse aus Beispiel 6, bei dem ein Branddurchmesser von $D_{\text{fire}} = 8 \text{ m}$ und eine Wärmefreisetzungsraten von 40.000 kW angesetzt wurden, bestätigt diese Aussage.

5.2.3 Vergleich der Bauteiltemperaturen

Neben den berechneten Wärmestromdichten sind zusätzlich für Beispiel 3 und Beispiel 5 die Stahltemperaturen der vertikalen Bauteile (Stützen) gemäß DIN EN 1993-1-2 [EC 3-1-2] berechnet worden, um diese den Messdaten gegenüberzustellen. Für die Berechnung der Bauteiltemperaturen ist die Netto-Wärmestromdichte, die mittels der neuen Bemessungsansätze ermittelt wurden, vonnöten. Die Berechnungsergebnisse können demnach für die Berechnung der Stahltemperaturen angewendet werden. Gemäß DIN EN 1993-1-2 [EC 3-1-2] kann die Stahltemperatur vereinfacht mit der folgenden Formel berechnet werden:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net} \Delta t \quad (5.1)$$

mit

k_{sh} Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt ($[A_m/V]_b/[A_m/V]$)

A_m/V Profilmassfaktor für unbedeckte Stahlbauteile (> 10) [m^{-1}]

c_a spezifische Wärmekapazität aus Stahl [$J/(kg \cdot K)$]

ρ_a Rohdichte von Stahl [kg/m^3]

Δt Zeitintervall (≤ 5) [Sekunden]

\dot{h}_{net} Netto-Wärmestromdichte [W/m^2]

Gemäß DIN EN 1993-1-2 [EC 3-1-2] kann der Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt bei Rundstützen und eckigen Profilen unberücksichtigt bleiben und vereinfacht zu $k_{sh} = 1$ angenommen werden, um konservative Ergebnisse zu erzielen. Der Profilmassfaktor muss für das IPE 300 Profil aus Beispiel 3 und das Stahlrundprofil CHS 219x10 aus Beispiel 5 bestimmt werden. Für die thermischen Materialkennwerte c_a und ρ_a werden die temperaturabhängigen Angaben nach DIN EN 1993-1-2 verwendet. Als Zeitintervall werden 5 Sekunden gewählt, wobei eine Bauteiltemperatur nach 12 Minuten betrachtet wird. Im Versuch Beispiel 4 wurden die realen Bauteiltemperaturen in den Höhen 1,2,3,4 und 5 m gemessen. Im Versuch 5 sind lediglich die gemittelten Bauteiltemperaturen bei 0,5 m und 1 m an der Stahlrundstütze gemessen worden. Exemplarisch sind die Versuchsergebnisse für 1 m und 2 m (Beispiel 3) sowie für 0,5 m und 1 m (Beispiel 5) den berechneten Bauteiltemperaturen gegenübergestellt (vgl. Tabelle 5-1).

Tabelle 5-1 Vergleich der gemessenen und berechneten Bauteiltemperaturen vertikaler Bauteile nach 12 Minuten

Beispiel 3				Beispiel 5			
zj (m)	Versuch	FDS	Berechnung	zj (m)	Versuch	FDS	Berechnung
1	218,76	281	293,41	0,5	139,75	273,88	163,68
2	43,60	146	51,25	1,0	128,57	353,09	216,70

Anhand der Gegenüberstellung der berechneten und gemessenen Stahltemperaturen einer Stahlstütze unter lokaler Brandbeanspruchung wird deutlich, dass die Berechnungsergebnisse die realen Messdaten deutlich überschätzen und auf der sicheren Seite liegen. Eine Berechnung der Bauteiltemperaturen unter Verwendung der berechneten Wärmestromdichten der

neuen analytischen Berechnungsgleichungen erzielt auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse.

Zusätzlich wurden die Einflüsse der D_{fire} und der Wärmefreisetzungsrate auf die Bauteiltemperaturen untersucht. Je größer der Flammendurchmesser D_{fire} des lokalen Brandes und je höher die Wärmefreisetzungsrate, desto höher sind die Bauteiltemperaturen des vertikalen Bauteils. Wie in Abbildung 5-7 gezeigt, können kleinere Flammendurchmesser D_{fire} je nach Wärmefreisetzungsrate und Brandlast im ähnlichen Temperaturbereich wie größere Flammendurchmesser erzielt werden. Die steigende Wärmefreisetzung führt jedoch allgemein zu höheren Temperaturen an den vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung. Der Abstand r des vertikalen Bauteils zum lokalen Brand muss dabei ebenfalls berücksichtigt werden. Anhand des Temperaturvergleichs der neuen Bemessungsansätze mit den Simulations- und Versuchsergebnissen zeigt sich, dass die berechneten Bauteiltemperaturen konservativ auf der sicheren Seite liegen (vgl. Abbildung 5-7). Im Beispiel 5 konnte das vereinfachte Modell in FDS den realen Brandversuch (lokaler Brand) nicht hinreichend genau abdecken, da es zu einer Schiefstellung der Flamme sowie einer Ausbildung einer Heißgasschicht an der Decke kam. Entsprechend konnte der neue Bemessungsansatz nicht angewendet werden. Es wurde das vereinfachte Verfahren nach Hasemi, das bereits im Anhang C in der DIN EN 1991-1-2 [EC 1-1-2] seine Anwendung findet, verwendet. Die Berechnung der realen Bauteiltemperaturen liegt dabei auf der sicheren Seite.

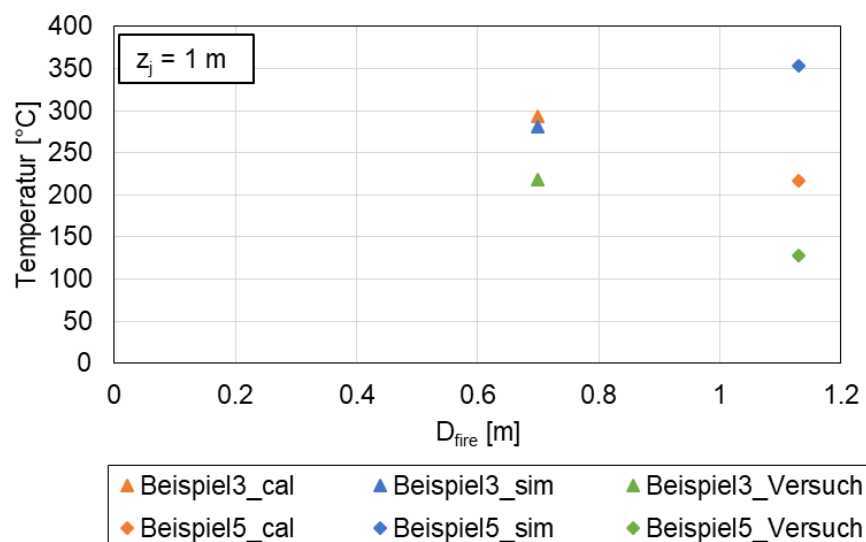


Abbildung 5-7: Bauteiltemperaturen ($z_j = 1 \text{ m}$) in Abhängigkeit der Durchmesser des Brandherdes D_{fire} des lokalen Brandes

5.3 Fazit

Der systematische Vergleich der Berechnungsergebnisse der neuen Bemessungsansätze mit den Simulationsergebnissen und den realen Messergebnissen von lokalen Pool- und Holzkrippenbrandversuchen hat ergeben, dass die Anwendung der neuen Ansätze für Stützen weitestgehend auf der sicheren Seite liegt. Die berechneten Wärmestromdichten können angewendet werden, um die thermische Einwirkung auf vertikalen Bauteile insbesondere Stahlstützen zu berechnen. Die berechneten Wärmeströme vertikaler Bauteile, die während einer lokalen Brandbeanspruchung auftreten, können im Vergleich zu den realen Messdaten und den Simulationsergebnissen vergleichbare Ergebnisse liefern.

Die getroffenen Vereinfachungen der neuen Bemessungsansätze, wie das „Solid flame“ Model sowie der „view factor“ sind plausibel. Die Vereinfachungen der neuen Ansätze ergeben vergleichbare Ergebnisse wie die Simulationen mit dem international anerkannten CFD-Modell FDS, die auch mit Modellunsicherheiten durch vereinfachte Annahmen in FDS behaftet sind. Die Anwendung der neuen Bemessungsansätze ermöglicht ein gleichbleibendes Sicherheitsniveau unter der Voraussetzung der vollständigen und richtigen Anwendung der analytischen Berechnungsgleichungen. Der analytische Ansatz beinhaltet zahlreiche Gleichungen mit verschiedenen mathematischen Funktionen, so dass eine Anwendung in einer Handrechnung für die Praxis nicht geeignet ist. Jedoch können die Gleichungen z. B. in einem Tabellenkalkulationsprogramm programmiert und automatisiert gelöst werden, so dass für die Brandschutzbemessung von Stützen bei lokalen Bränden eine Alternative zur Anwendung von CFD-Modellen zur Verfügung steht. Für die Nachrechnung von realen lokalen Pool- und Holzkrippenbränden sind die neuen Bemessungsansätze anwendbar.

Der systematische Vergleich anhand der ausgewählten Pool- und Holzkrippenbrände, die ein größeres Parameterfeld einschließen, hat zudem ergeben, dass die Anwendung der analytischen Bemessungsansätze zum Teil auf der unsicheren Seite liegen kann, wenn die thermische Einwirkung an Wänden ($z_j = 2$ m, vgl. Abbildung 5-3 und Abbildung 5-4) unter lokaler Brandbeanspruchung berechnet werden soll. Die Anwendung der neuen Ansätze wird entsprechend für Stützen und nur eingeschränkt für Wände aufgrund der sich verändernden Strömungsverhältnisse und Strahlung etc. empfohlen. In den Hintergrunddokumenten zum Entwurf der EN 1991-1-2 (Stand April 2018) sind zudem nur Stützen umfangreich unter lokaler Brandbeanspruchung untersucht worden.

Gemäß den Anwendungsgrenzen von $D_{\text{fire}} < 10$ m und Wärmefreisetzungsraten < 50 MW können die neuen analytischen Bemessungsansätze zur Berechnung der thermischen Einwirkung vertikaler Bauteile (Stützen) unter einer lokalen Brandbeanspruchung angewendet werden.

In der preEN 1991-1-2 (April 2018) [11] sind gegenüber DIN EN 1991-1-2 (2010) [EC 1-1-2] folgende Änderungen vorgenommen worden:

- a) Absatz (1) und (2) wurden durch die neuen Bemessungsansätze und deren Anwendungsgrenzen ergänzt.
- b) Abbildung C.1 wurde unter Berücksichtigung des Prinzips der virtuellen Flamme geändert. Abbildung C.2 ist als C.4 wiederverwendet worden. Abbildung C.3 und C.4 wurden ergänzt, um die geometrischen Verhältnisse der virtuellen Flamme zu erläutern.
- c) Die Gleichungen (C.1) bis (C.8) (vereinfachte Verfahren nach Heskestad und Hasemi) wurden beibehalten.
- d) Zur Anwendung des neuen Bemessungsansatzes sind die Gleichungen (C.9) und (C.10) sowie die Abbildungen (C.5), (C.6) und (C.7) ergänzt worden.
- e) Die Erwärmungsbedingungen von Bauteilen im Einflussbereich eines lokal begrenzten Brandes sowie seitlich versetzt neben dem Brandherd dürfen mit dem im Anhang C gegebenen Verfahren berechnet werden mit den im Nationalen Anhang „zu Anhang C lokale Brände“ festgelegten Abweichungen und Ergänzungen.

Für die Anwendung der neuen Bemessungsansätze im „Anhang C Lokale Brände“ empfehlen sich für den Nationalen Anhang zur DIN EN 1991-1-2 [EC 1-1-2] folgende Abweichungen und Ergänzungen:

- Ergänzend zu Gleichung (C.10) gilt: $\phi_{\text{Zylinder},i}$ und $\phi_{\text{Ring},i}$ gemäß Anhang G
- Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors nach Anhang G sollte das Additionsgesetz (Summenformeln zur Berechnung des Konfigurationsfaktors aus Teilkonfigurationsfaktoren) angewendet werden.
- Ergänzend zu Gleichung (C.10) und Abb. (C.7) sollte die Verhältnisformel $D_j = D_{\text{fire}} \cdot (1 - (z_i/L_f))$ verwendet werden.
- Eine Anwendung der neuen Bemessungsansätze darf nicht für Wände ($z_i > 1$ m) erfolgen.
- Die Bildunterschrift C.6 sollte wie folgt geändert werden: Anwendung der Absätze (7), (10) und (11) sowie der Berechnung der „solid flame“ gemäß Absatz (12) und (13).

ANMERKUNG Hintergrundinformationen zum Anwendungsbereich und den Anwendungsgrenzen der neuen Bemessungsansätze werden in [27] gegeben.

6 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden die neuen Bemessungsansätze der novellierten Entwurfsfassung des Anhang C zur DIN EN 1991-1-2 (April 2018) [11] für die Anwendung vertikaler Bauteile unter einer lokalen Brandbeanspruchung untersucht.

Anhand eines Anwendungsbeispiels sind das Prinzip und die gewählten Vereinfachungen der neuen Berechnungsansätze dargestellt und auf ihre Plausibilität überprüft worden. Sowohl die Annahme des lokalen Brandes als Kegel unter Anwendung des „solid flame“ Modells sowie die Aufteilung der Flamme in Bereiche b_j zur Berechnung der Netto-Wärmestromdichte sind plausibel abgeleitet worden. In der daran anschließend durchgeführten Vergleichsbetrachtung wurden die Wärmestromdichten und Temperaturen von Stützen und Wandbauteilen für ausgewählte lokale Brände (reale Pool- und Holzkrippenbrände) berechnet und mit den, in den jeweiligen Brandversuchen gemessenen, Versuchsdaten sowie mit den Simulationsergebnissen des CFD-Modells FDS verglichen.

Bei Anwendung der neuen Bemessungsansätze ergeben sich Wärmestromdichten, die zur Berechnung der thermischen Einwirkung von vertikalen Bauteilen unter lokaler Brandbeanspruchung angewendet werden können. Im Vergleich zu den realen Messdaten der betrachteten Pool- und Holzkrippenbrände sowie Simulationsergebnisse liegen die Berechnungsergebnisse weitestgehend auf der sicheren Seite. Für die Verwendung bei Wandbauteilen bedarf es jedoch weiterer Untersuchungen. Sofern weitere gut dokumentierte Versuche (Poolbrände mit vertikalen Bauteilen) zur Verfügung stehen, sollten diese im Rahmen der Arbeiten in CEN/TC 250/SC 1/WG 4 in den Vergleich mit einbezogen werden.

Unter Zugrundelegung der systematisch durchgeführten Vergleichsrechnungen kann festgestellt werden, dass die gewählten Ansätze und Vereinfachungen der neuen Bemessungsansätze Berechnungsergebnisse erzielen, die überwiegend auf der sicheren Seite liegen. Mit den neuen Ansätzen kann das bisherige Sicherheitsniveau in Deutschland beibehalten werden. Es wird empfohlen, bei der Überarbeitung von DIN EN 1991-1-2 [EC1-1-2] bzw. der Erarbeitung des Nationalen Anhangs die Verhältnisgleichungen zur Berechnung von D_j über die Flammhöhe L_f zu ergänzen (vgl. Gl. (3.3)) und die Summenformel (Additionsgesetz) zur Berechnung des Konfigurationsfaktors mit in den Anhang G, auf den in Anhang C im Übrigen verwiesen werden sollte, aufzunehmen. Eine anwenderfreundliche Berechnung mit den erweiterten Bemessungsansätzen kann dadurch gewährleistet und Missinterpretationen vermieden werden.

Braunschweig, den 16.01.2019

A handwritten signature in blue ink, appearing to read 'Joh. Zehfuß', with a stylized flourish at the end.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Zehfuß

A handwritten signature in blue ink, appearing to read 'Sander', written in a cursive style.

Lisa Sander, M.Sc.

ANHANG

Beispiel 2 VVT -NFSC 2 V-S1-3

Aus Schleich et al. [9] S.27/S.31/S.153

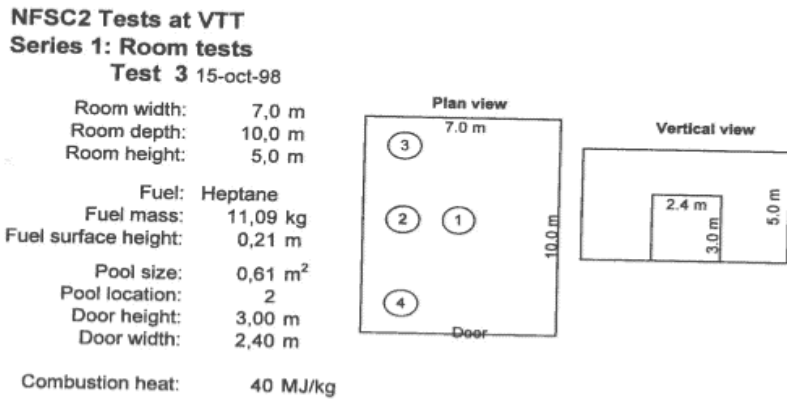


Abbildung A-1: NFSC2 Test 3 Abmessung des Brandraumes, Brandlast und Ventilationsverhältnisse

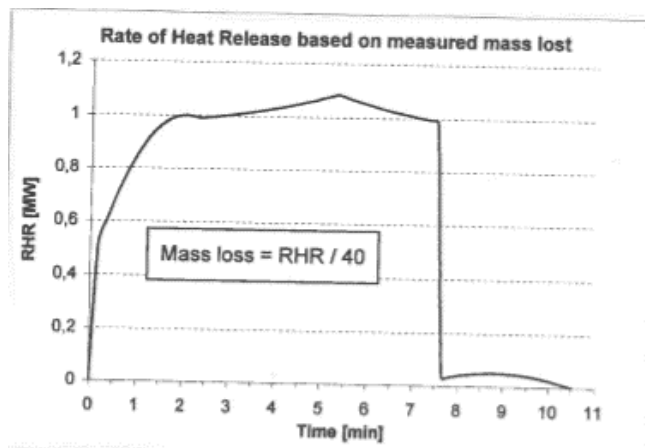


Abbildung A-2: Wärmefreisetzungsrate basierend auf den Messergebnissen des Massenverlustes

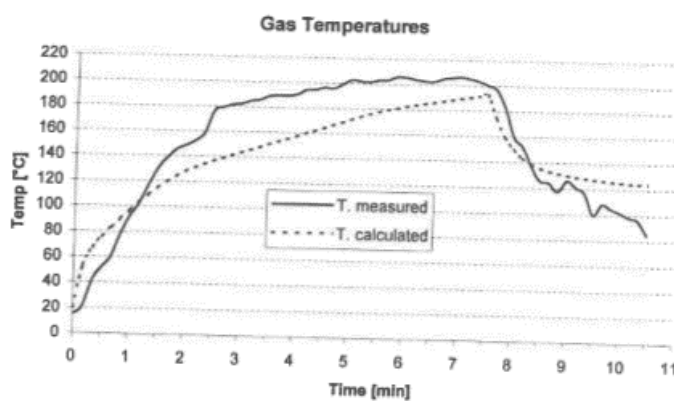
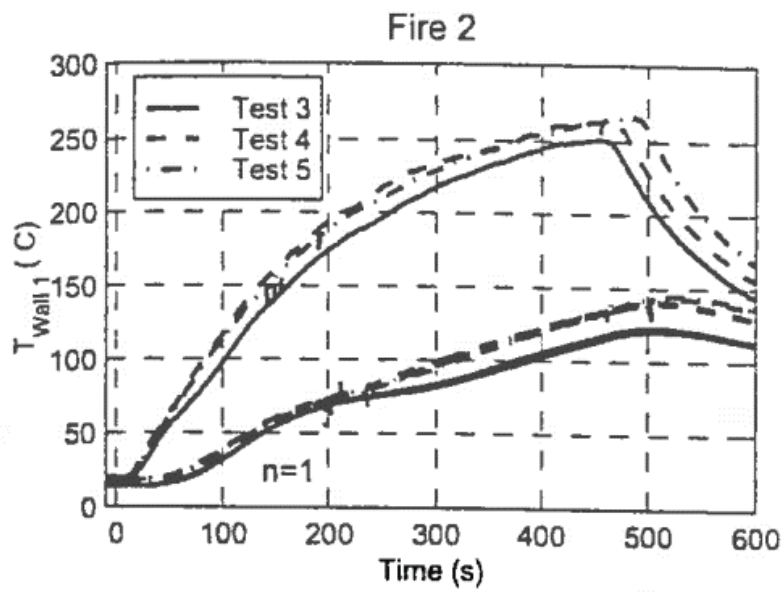
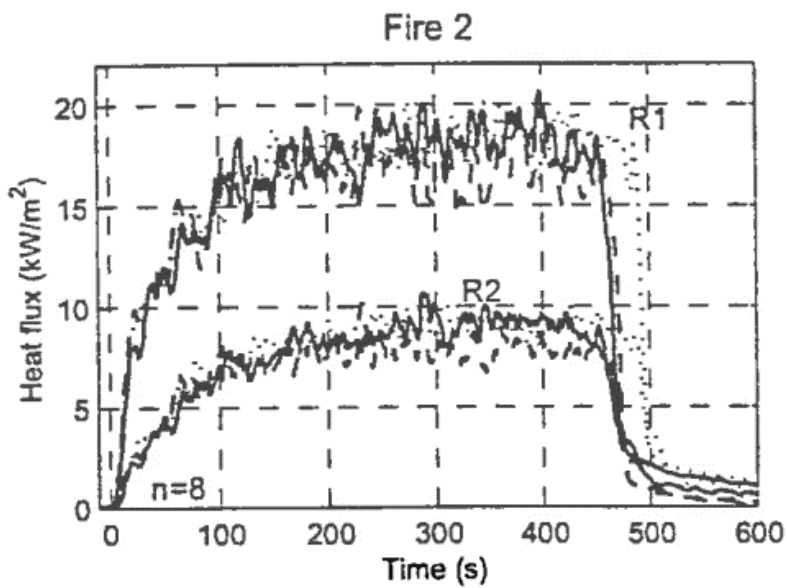


Abbildung A-3: Gemessene und berechnete Heißgastemperaturen über die Dauer des Brandversuches



Walls temperatures W1

Abbildung A-4: Gemessene Oberflächentemperaturen an Wand W1 während der Brandversuche Test 3,4,5



Heat fluxes

Abbildung A-5: Gemessene Wärmestromdichten während des Brandversuches Test 3

Beispiel 3 Ulster Universität Test I7

aus M515-Sc1-T1-DOC9 Localised Fire tests on elements situated outside the fire [26] S.4/S.21

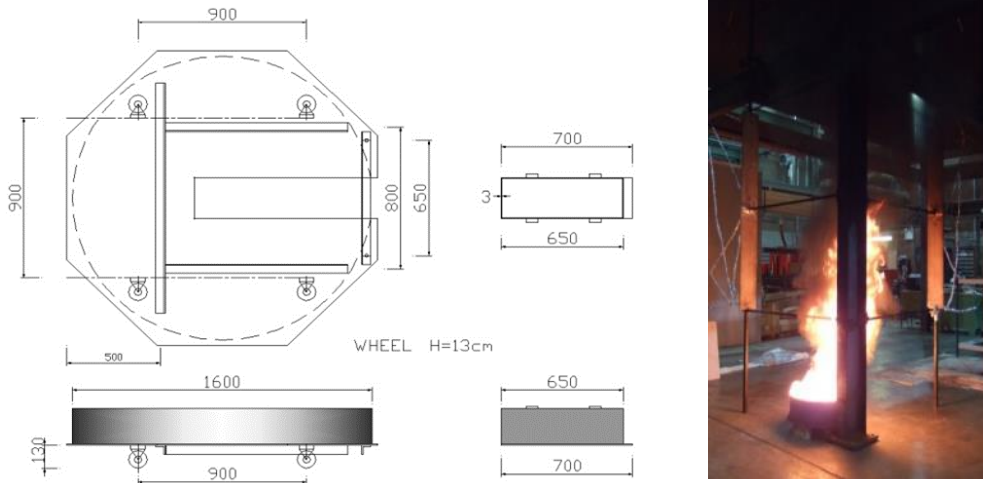


Abbildung A-6: Aufbau und Abmessungen des Pools (links) sowie Versuchsdurchführung (rechts)

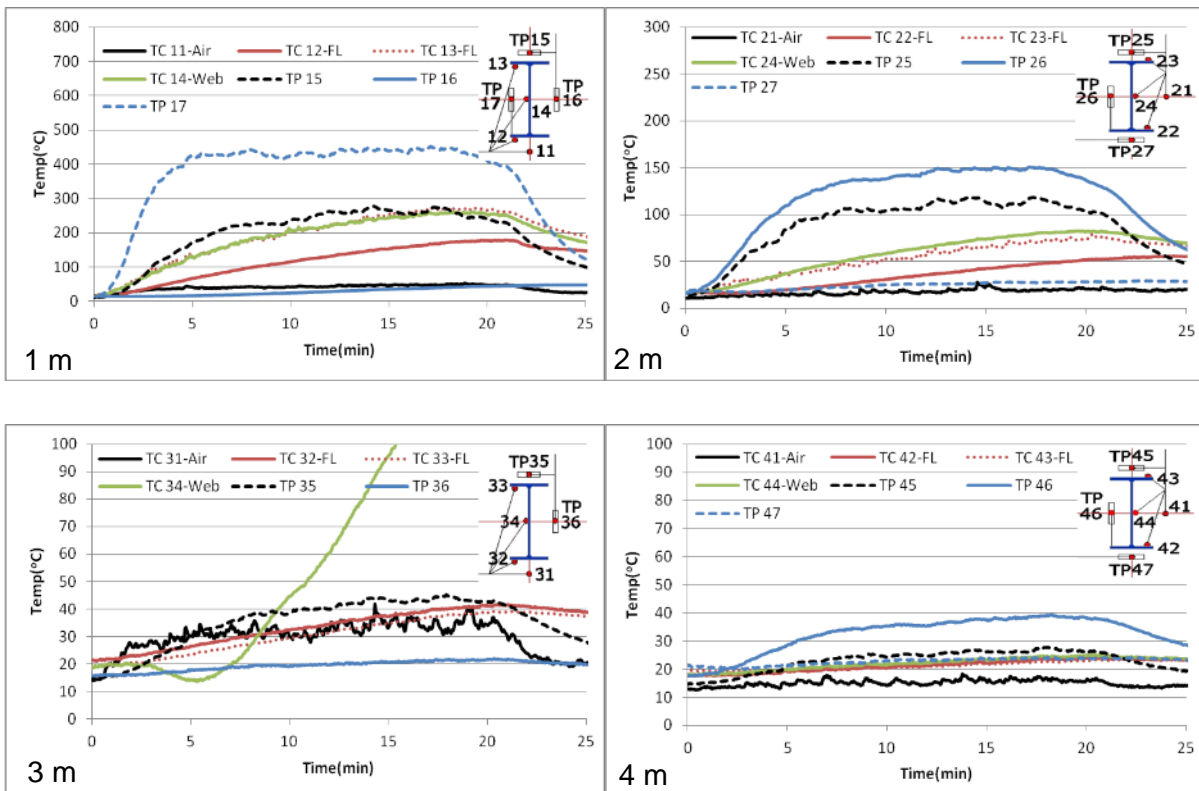


Abbildung A-7: Messergebnisse in verschiedenen Höhen (1 m, 2 m, 3 m and 4 m) der untersuchten Stahlstütze

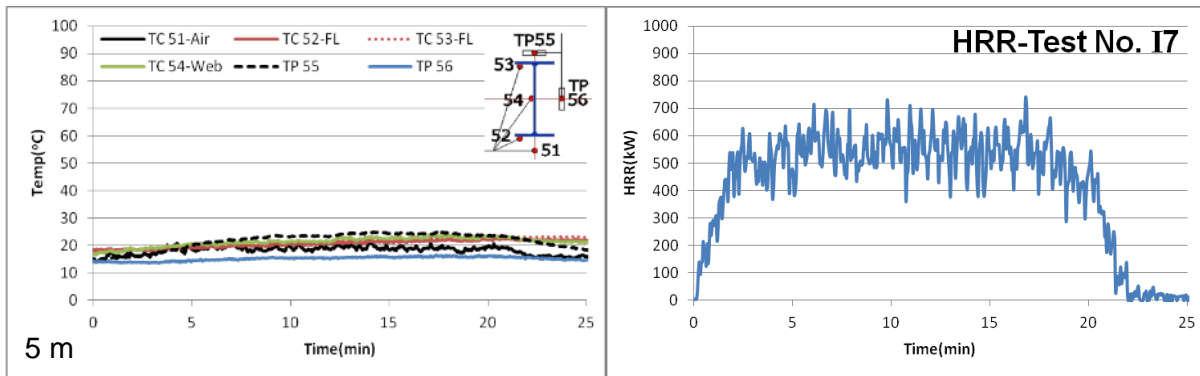


Abbildung A-8: Gemessene Temperaturen an der Stahlstütze Höhe 5 m (links) und Wärmefreisetzungsrate in Abhängigkeit der Versuchsdauer (rechts)

Beispiel 4 iBMB LindaFire

Aus Zehfuß et al. [8] S.557

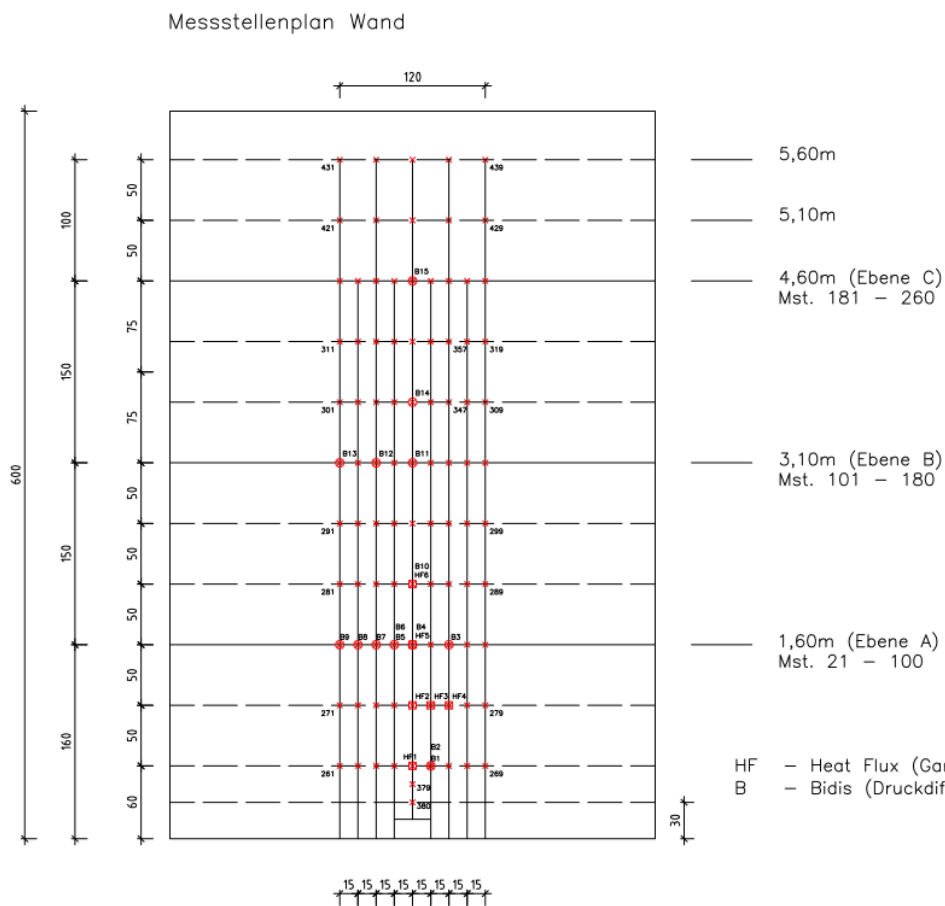


Abbildung A-9: Messstellenplan; Position der Thermoelemente und Gardon Gage Sonden

Beispiel 5 Ulster Universität Test O36

aus M515-Sc1-T1-DOC9 Localised Fire tests on elements situated outside the fire [26] S.62

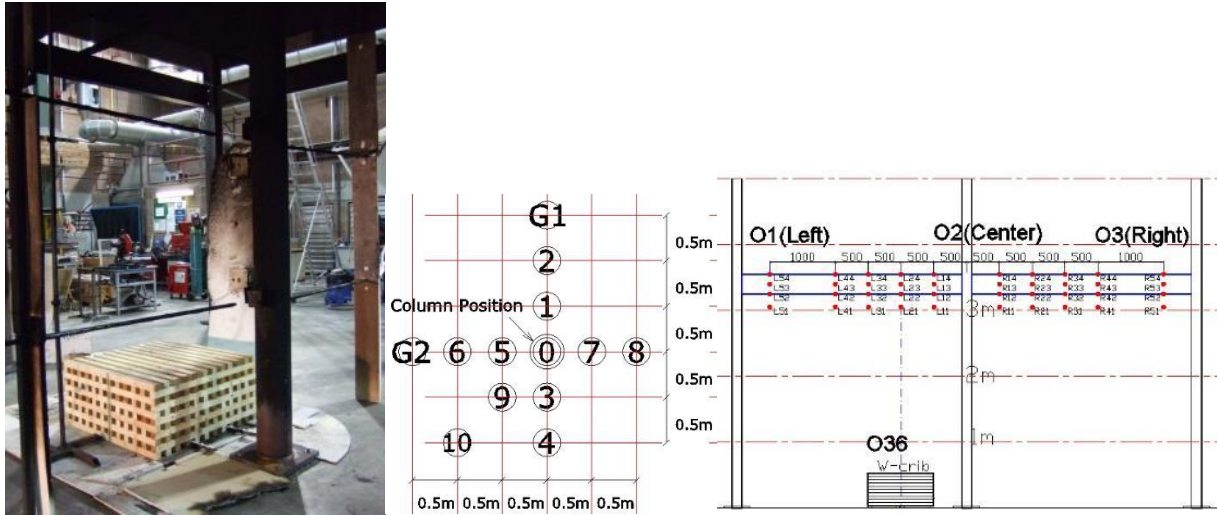


Abbildung A-0-10: Versuchsaufbau (links) und Position der Gardon Gage Sonde und Stahlstütze zur Holzkrippe (rechts)

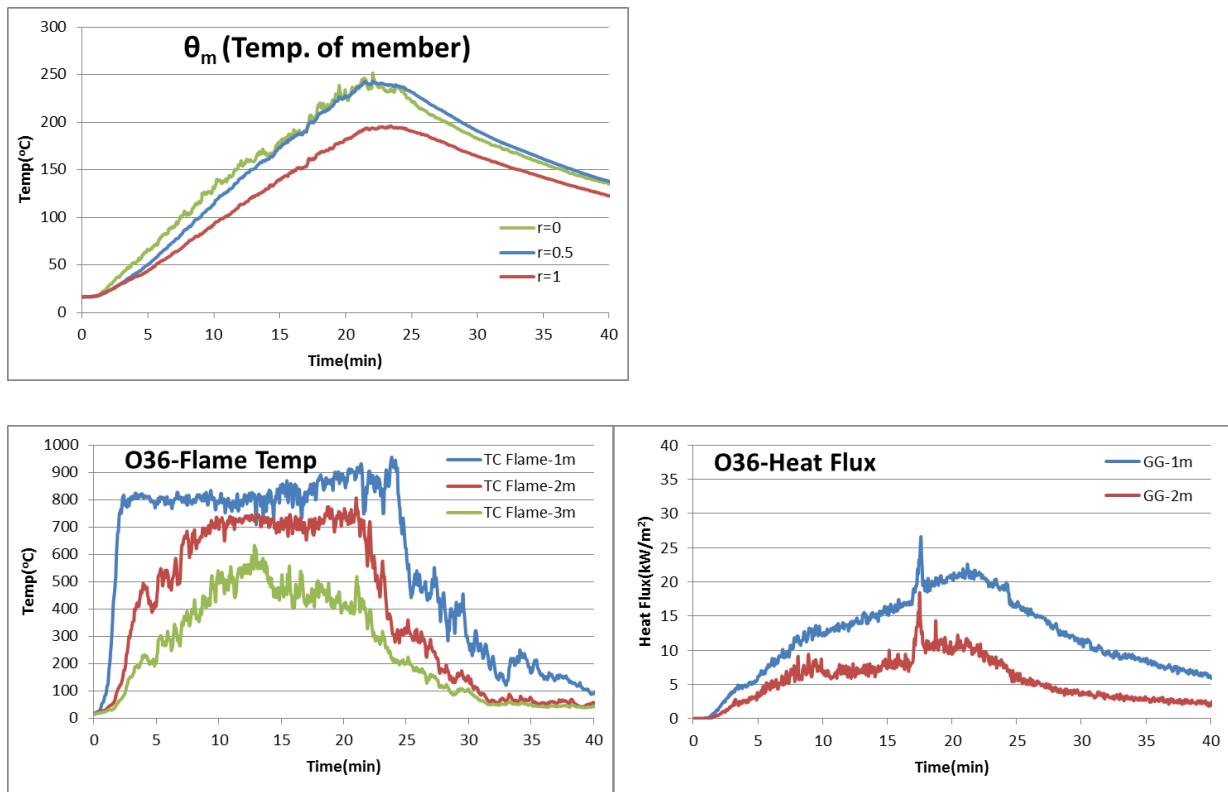


Abbildung A-11: Messergebnisse (Temperaturen Stahlstütze, Heißgastemperaturen, Wärmestromdichte) während des lokalen Brandes

Tabelle A-1: Systematischer Vergleich der Wärmestromdichten

Beispiel 1	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
0.5 m	52,288	32,218	
1 m	53,534	32,617	
1.5 m	51,296	31,588	
2 m	47,789	30,201	
2.5 m	43,921	29,408	
3 m	39,861	28,587	
3.5 m	35,755	28,102	
4 m	31,433	27,341	
4.5 m	27,209	24,994	
Beispiel 2	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
1 m	10,746	8,494	10,742
1.5 m	10,172	11,059	10,742
Beispiel 3	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
1m	20,857	16,322	20,776
2m	9,635	7,370	5,612
Beispiel 4	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
0.6 m	5,827	4,662	5,174
1.1 m	3,914	2,811	4,545
1.6 m	1,900	1,238	1,619
2.1 m	0,794	0,470	1,243
Beispiel 5	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
1 m	18,181	58,082	26,541
2 m	14,016	51,511	18,251
Beispiel 6	Berechnungsgleichung	Simulation	Versuch
1 m	20,541	13,727	
2 m	22,219	21,133	