

Christian Knaust, Stephan Amecke-Mönnighoff

**Entwicklung eines Verfahrens
zur Brandlastberechnung
unter Anwendung der
Verbrennungseffektivität und unter
Berücksichtigung des Temperatur-
Zeit-Verlaufs im Bauteil**

F 3001

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlussberichtes einer vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung -BMVBS- im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. 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.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

© by Fraunhofer IRB Verlag

2017

ISBN 978-3-8167-9928-3

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

www.irb.fraunhofer.de/tauforschung

Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben

Entwicklung eines Verfahrens zur Brandlastberechnung unter Anwendung der Verbrennungseffektivität und unter Berücksichtigung des Temperatur-Zeit-Verlaufs im Bauteil

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung gefördert (Aktenzeichen: SWD -10.08.18.7-13.43 / II3-F20-12-1-172). Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt beim Autor.

Projektleiter: Dr. Christian Knaust
Bearbeiter: Dipl.-Ing. Stephan Amecke-Mönnighoff
Auftraggeber: Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung,
BBSR, Deichmannsaue 31-37, 53179 Bonn

Berlin, 1. November 2016

BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung

Abteilung Bauwerkssicherheit

Dr. Christian Knaust | christian.knaust@bam.de

Dipl.-Ing. Stephan Amecke-Mönnighoff

Unter den Eichen 87 | 12205 Berlin | www.bam.de

Telefon: +49 30 8104-4190 | Fax: +49 30 8104-1707

Kurzbeschreibung

Nach DIN 18230-1 erfolgt in Deutschland die Brandlastberechnungen unter Anwendung des Abbrandfaktors m . Der Abbrandfaktor m ist ein dimensionsloser Beiwert mit dem die Brandlast aus einem Stoff oder Stoffgemisch bewertet wird. Neben dem Brandverhalten des Stoffes berücksichtigt er das Temperatur-Zeit-Verhalten im Bauteil. Die einzige Prüfapparatur, mit der Abbrandfaktoren bestimmt wurden, ist jedoch nicht mehr existent. Ein Wiederaufbau der abgeschafften Prüfapparatur wurde wegen apparateabhängigen Messunsicherheiten und auch aus wirtschaftlichen Gründen als nicht sinnvoll angesehen.

Die Erarbeitung eines äquivalenten Verfahrens zum Abbrandfaktor m unter Verwendung der Verbrennungseffektivität und unter Berücksichtigung der Bauteilerwärmung war daher Gegenstand dieses Forschungsvorhabens. Ziel war es für Brandlastberechnungen nach DIN 18230-1 die Verbrennungseffektivität anzuwenden. Die Verbrennungseffektivität beschreibt jedoch nur den verringerten Energieumsatz von Stoffen im Brandraum. Es wurde daher ein Verfahren erarbeitet, das ergänzend zur Brandlastberechnung unter Anwendung der Verbrennungseffektivität das Temperatur-Zeit-Verhalten in einem brandbelastenden Bauteil berücksichtigt.

Inhaltsverzeichnis

Kurzbeschreibung	2
Inhaltsverzeichnis.....	3
Abbildungsverzeichnis.....	5
Tabellenverzeichnis.....	8
1 Einleitung	9
2 Grundlagen	11
2.1 Berechnungsmethoden	11
2.1.1 Zonenmodelle	11
2.1.2 Computational Fluid Dynamics (CFD)	11
2.2 Temperaturabhängige Stoffkennwerte	12
2.3 Brandszenarien und Brandräume.....	14
2.3.1 Übersicht zu untersuchten Brandräume	14
2.3.2 Brandraum - 8 m ³ (Abbrandfaktor-Ofen).....	14
2.3.3 Brandraum - 62 m ³	16
2.3.4 Brandraum - 40 m ³	18
3 Ermittlung der Verbrennungseffektivität.....	20
3.1 Cone Calorimeter und Single Burning Item Test	20
3.2 Ergebnisse zur Verbrennungseffektivität	21
4 Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens.....	24
4.1 CFAST Modell.....	24
4.2 FDS Modell	25
4.2.1 Modellbeschreibung	25
4.2.2 Verbrennungseffektivität.....	26
4.2.3 Ermittlung der Wärmefreisetzungsrates	26
4.2.4 Einfluss der Gitterweite	29
4.2.5 Einfluss der Umfassung	31
4.2.6 Einfluss der Wärmefreisetzung.....	33
4.3 Numerischen Untersuchungen zum Temperatur-Zeit-Verlauf.....	34
4.3.1 Simulationen mit FDS und CFAST	34
4.3.2 Simulation und Experiment.....	36

4.3.3	Ermittlung von Testfaktoren m^* am Beispiel des Referenzstoffs Fichtenholz.....	38
4.3.4	Testfaktor m^* für den Referenzstoff Fichtenholz.....	43
4.3.5	Testfaktor m^* für ausgewählte Kunststoffe	44
5	Zusammenfassung der Ergebnisse und weitere Vorgehensweise.....	46
	Literaturverzeichnis	V

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für einen Feuerbeton aus dem Zeitraum der Entwicklung des Abbrandfaktors [6]	12
Abbildung 2: Äquivalente Branddauer in Abhängigkeit von der Zulufrate (Zwangsluftzufuhr) [13]	15
Abbildung 3: Einfluss der Ventilation auf den Abbrand von Polyethylen (PE)-Granulat in Säcken (159 kg/m ²) [13]	16
Abbildung 4: Temperaturerhöhung in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils in Abhängigkeit von der Vergleichsbranddauer $t_{\text{äm}}$ für den 8 m ³ (DIN 18230) und den 62 m ³ Brandraum [12]	17
Abbildung 5: Mittelwerte der Temperatur in Abhängigkeit von der Zulufrate für den Brennstoff Fichtenholz [12]	17
Abbildung 6: Gegenüberstellung der Kalibrierkurven des 8 m ³ (Abbrandfaktor-Ofen) und des 62 m ³ Brandraum [12]	18
Abbildung 7: Kalibrierkurven für unterschiedliche Brandräume [12]	19
Abbildung 8: CFAST Modell des Abbrandfaktor-Ofens	25
Abbildung 9: FDS Modell des Abbrandfaktor-Ofens	25
Abbildung 10: Mit Gleichung (4-1) berechnete Wärmefreisetzungsrates für Versuche mf6, mf14 und mf19 [10]	27
Abbildung 11: Zeitabhängiger Verlauf der Wärmefreisetzungsrates und der Temperatur im Brandraum für den Versuch mf19	27
Abbildung 12: Temperatur-Zeit-Verläufe des Experiments (Versuch mf19) und der Simulation (FDS, CFAST). Temperaturen in 10 cm unter der Decke (Experiment, FDS). Ermittlung der Wärmefreisetzung nach Gleichung (4-2)	28
Abbildung 13: Schematischer Zeitverlauf der Wärmefreisetzungsrates eines Design Fires [28]	29
Abbildung 14: Temperatur im Brandraum (Mittelwert aus 5 Messstellen in 10 cm unter der Decke) für drei untersuchte Gitterweiten	30
Abbildung 15: Strömungsgeschwindigkeit (an einer Messstelle in der Mitte der Abzugsöffnung) für drei untersuchte Gitterweiten	30
Abbildung 16: Ergebnisse des Temperatur-Zeit-Verlaufs in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils für drei untersuchte Gitterweiten	30
Abbildung 17: Einfluss der Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion. Mit FDS ermittelte Temperatur im Brandraum für einen Schamottestein „Fireclay“ und für einen Feuerleichtstein „Contherm“	31
Abbildung 18: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Temperatur im Brandraum	32
Abbildung 19: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Wärmekapazität auf die Temperatur im Brandraum	32
Abbildung 20: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Dichte auf die Temperatur im Brandraum	32

Abbildung 21: Zeitabhängiger Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für Design Fire, mf6 und T-HHR - ca. 60 kg Pyrolysegas.....	33
Abbildung 22: Mit FDS ermittelten Temperaturerhöhung in 50 mm Tiefe des Bauteils für Design Fire, mf6 und T-HHR - ca. 60 kg Pyrolysegas	33
Abbildung 23: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf6	35
Abbildung 24: Mit FDS und CFAST berechnete Deckentemperatur für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf6	35
Abbildung 25: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf14	35
Abbildung 26: Mit FDS und CFAST berechnete Deckentemperatur für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf14	35
Abbildung 27: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf19	36
Abbildung 28: Mit FDS und CFAST berechnete Deckentemperatur für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf19	36
Abbildung 29: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf6 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke.....	37
Abbildung 30: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf6	37
Abbildung 31: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf14 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke	37
Abbildung 32: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf14	37
Abbildung 33: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf19 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke	38
Abbildung 34: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf19	38
Abbildung 35: Ermittlung der Vergleichsbrandmenge M_V aus der Temperaturerhöhung [11]	39
Abbildung 36: Ermittlung der Branddauer t_V aus der Vergleichsbrandmenge M_V [11]	39
Abbildung 37: Wärmefreisetzungsrate - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz	40
Abbildung 38: Mit FDS ermittelte Temperatur im Brandraum - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz	40
Abbildung 39: Ergebnisse der mit FDS ermittelten Temperatur im Bauteil - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz	40
Abbildung 40: Wärmefreisetzungsrate für 52 kg Pyrolysegas nach [30] - Einfluss der maximalen Wärmefreisetzung	41

Abbildung 41: Ergebnisse für die Temperatur in 50 mm Tiefe des
Vergleichsbauteils - Einfluss der maximalen Wärmefreisetzung41

Abbildung 42: Ermittlung der Branddauer t_V^* aus der Vergleichsbrandmenge M_V 42

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Temperaturabhängige Stoffwerte aus aktuellen Datenblättern [7], [8], [9]	13
Tabelle 2:	Im CFAST-Modell verwendete konstante Stoffwerte	13
Tabelle 3:	Kenndaten der im Rahmen des Abbrandfaktor-Verfahrens genutzten Brandräume	14
Tabelle 4:	Brandversuche im 8 m ³ und im 40 m ³ Brandraum	19
Tabelle 5:	Übersicht über die Versuchsbedingungen bei der experimentellen Untersuchung der Stoffe im Cone Calorimeter und Single Burning Item Test	21
Tabelle 6:	Im Cone Calorimeter ermittelte Verbrennungseffektivität verschiedener Stoffe, Werte der Verbrennungseffektivität aus der Literatur, Abbrandfaktoren nach DIN 18230-3	22
Tabelle 7:	In CFAST verwendete Randbedingungen für die Simulationen unter Berücksichtigung der Versuche mf6, mf14 und mf19 [10]	24
Tabelle 8:	Randbedingungen für die Sensitivitätsstudie zur Gitterweite	29
Tabelle 9:	In der Parameterstudie mit CFAST verwendete Stoffkennwerte	32
Tabelle 10:	Randbedingungen für FDS und CFAST	34
Tabelle 11:	Eigenschaften des Brennstoffs Fichtenholz und maximale Wärmefreisetzung in den Voruntersuchungen zum Testfaktor m* aus [17], [19], [30]	39
Tabelle 12:	Berechnete Testfaktoren m*	39
Tabelle 13:	Testfaktoren m* für Fichtenholz mit einer Masse Pyrolysegas M _{Pyrolyse} = 75 kg unter Berücksichtigung der Masse Pyrolysegas, Abschätzung zur Gesamtmasse sowie dem Korrekturfaktor	43
Tabelle 14:	Testfaktoren m* für Polyethylen (20 kg) und Polyurethan (80 kg) unter Berücksichtigung der Masse Pyrolysegas, Abschätzung zur Gesamtmasse sowie dem Korrekturfaktor k _t und k _t *	44
Tabelle 15:	Brennstoffeigenschaften des Referenzstoffs Fichtenholz bei der Ermittlung von m*	45
Tabelle 16:	Brennstoffeigenschaften von Polyethylen und Polyurethan für die Ermittlung von m*	45

1 Einleitung

Grundlage für die Beurteilung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer der tragenden Bauteile und der zulässigen Brandbekämpfungsabschnitte für Neubauten wie Produktions-, Lager-, Sozial- und Verwaltungsgebäude ist das in der Praxis angewendete Rechenverfahren nach DIN 18230-1 gemäß Abschnitt 7 der Musterindustriebaurichtlinie. Besonders vor dem Hintergrund der Errichtung von komplexen Gebäudegeometrien, der Anwendung von Brandbekämpfungsabschnitten größer 10000 m², der Berücksichtigung lokaler Brandwirkungen auf Bauteile sowie des Wärmeabzugs bei komplexen Gebäudegeometrien und nicht zuletzt wegen einer erfolgten Novellierung der Industriebaurichtlinie, wird auch die DIN 18230-1 zukünftig in der Praxis einen großen Anwendungs- und Gültigkeitsbereich besitzen.

Nach DIN 18230-1 erfolgt in Deutschland die Brandlastberechnungen unter Anwendung des Abbrandfaktors m . Der Abbrandfaktor m ist ein dimensionsloser Beiwert mit dem die Brandlast eines Stoffes oder Stoffgemisches hinsichtlich Form, Verteilung, Lagerungsdichte und Feuchte bewertet wird. Neben dem Brandverhalten des Stoffes berücksichtigt der Abbrandfaktor m das Temperatur-Zeit-Verhalten im Bauteil. Dabei unterliegt die Prüfmethode einem Äquivalenzprinzip bezogen auf den Energieeintrag zwischen Referenzstoff Fichtenholz und dem zu untersuchenden Stoff.

Bis zum Ende des 20. Jahrhunderts wurden Abbrandfaktoren von mehr als 100 Stoffen bestimmt, die zur Ermittlung der rechnerischen Brandbelastung nach DIN 18230-1 erforderlich sind.

Die einzige Prüfapparatur, mit der vor einiger Zeit noch Abbrandfaktoren bestimmt wurden, ist jedoch nicht mehr existent. Ein Wiederaufbau der abgeschafften Prüfapparatur wurde angesichts der apparateabhängigen Messunsicherheiten als nicht sinnvoll angesehen. Beanstandet wurde beispielsweise die Zwangsventilation von 500 m³/h des Abbrandfaktor-Ofens, die gerade bei Stoffen und Stoffmengen mit einem hohen Luftbedarf zu einem Sauerstoffmangel während der Versuche führte.

Vergleichbare Betrachtungen zum Abbrandfaktor-Verfahren, bezogen auf europäische oder internationale Normen, existieren nicht. International erfolgt zur Brandlastberechnung die Bewertung des Brandverhaltens von Stoffen mittels der Verbrennungseffektivität, wobei die Wärmefreisetzungsrate eines Stoffes, aus der die Verbrennungseffektivität berechnet wird, in offenen Kalorimetern wie dem Cone-Calorimeter (ISO 5660-1) oder dem Single-Burning-Item-Test (DIN EN 13823) bestimmt wird.

Es soll berücksichtigt werden, dass bei einem realen Brand nicht die maximal mögliche chemische Bindungsenergie der Brandstoffe freigesetzt wird, sondern ein von den Verbrennungsbedingungen abhängiger Anteil. Diese sogenannte Total Heat Release Rate (THR) wird unter definierten Versuchsbedingungen mittels offenen Kalorimetern ermittelt. Entwickelt wurden diese Messmethoden in den USA und werden seit vielen Jahren

in der Europäischen Union eingesetzt. Zur Quantifizierung des verminderten Energieumsatzes hat sich international die Verbrennungseffektivität, die das Verhältnis aus effektiver Verbrennungswärme und Nettoverbrennungswärme beschreibt, durchgesetzt.

Auf europäischer Ebene wird im Eurocode 1 Teil 1-2 NA als Eingangsdaten für die Anwendung von Naturbrandmodellen zur Bestimmung der Brandlastdichte in Gebäuden ebenfalls die Verbrennungseffektivität verwendet.

Ziel ist es, auch für Brandlastberechnungen nach DIN 18230-1 die Verbrennungseffektivität anzuwenden. Allerdings beschreibt die Verbrennungseffektivität nur den verringerten Energieumsatz von Stoffen im Brandraum.

Folglich muss ein Verfahren erarbeitet werden, dass ergänzend zur Brandlastberechnung, unter Anwendung der Verbrennungseffektivität, das Temperatur-Zeit-Verhalten in einem brandbelastenden Bauteil berücksichtigt, um zu einer Aussage über die äquivalente Branddauer zu gelangen.

Das Aufstellen eines äquivalenten Verfahrens zum Abbrandfaktor m unter Verwendung der Verbrennungseffektivität und unter Berücksichtigung der Bauteilerwärmung ist Gegenstand dieses Forschungsvorhabens.

Im Rahmen des Vorhabens soll ein Rechenmodell erarbeitet werden, das auf der Grundlage der experimentell ermittelten Wärmefreisetzung und der entsprechenden Verbrennungseffektivität, die Brandwirkung auf ein Bauteil bewertet.

Dazu wird in einem ersten Schritt für eine Auswahl von Stoffen die Wärmefreisetzung in offenen Kalorimetern experimentell ermittelt und die Verbrennungseffektivität berechnet. In einem zweiten Schritt erfolgen Brandsimulationen mit dem Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens (8-m³-Ofen) und die Berechnung des Temperatur-Zeit-Verlaufs im Bauteil. Entsprechend der thermischen Reaktion im Bauteil, wird ein stoffspezifischer Bewertungsfaktor abgeleitet, der für Brandlastberechnungen das Abbrandverhalten von Baustoffen bewertet.

2 Grundlagen

2.1 Berechnungsmethoden

2.1.1 Zonenmodelle

Zonenmodelle sind Berechnungsmodelle mit denen zeitlich abhängige Kenngrößen wie Temperatur und Rauchschichthöhe infolge eines Brandes in Umschließungen berechnet werden können. Differentialgleichungen für Masse- und Energieerhaltung werden in Zonenmodellen numerisch gelöst. Dazu wird das zu untersuchende Gebiet in Kontrollvolumen unterteilt. In Zwei-Zonen Modellen sind das ein Kontrollvolumen für die obere Schicht „Heißgasschicht“ und ein Kontrollvolumen für die untere Schicht „Kaltgasschicht“. Eine Beschreibung der den Zonenmodellen zu Grunde liegenden Annahmen kann den Ausführungen in [1], [3] entnommen werden.

2.1.2 Computational Fluid Dynamics (CFD)

Die Gleichungen zur Beschreibung von Strömungsvorgängen bei Bränden sind wesentlich komplexer als die in Zonenmodellen. Numerische Strömungsberechnungen werden daher hauptsächlich in der Forschung angewendet. Die Numerische Strömungsmechanik (engl. Computational Fluid Dynamics, CFD) umfasst die

- detailliertere Beschreibung des Strömungsprozesses als im Vergleich zu analytischen Verfahren und Zonenmodellen
- numerische Approximation der Differentialquotienten
- Aufteilung des Strömungsgebiets mittels endlich großer Zellen (Diskretisierung)
- ortsgemittelter Zustandsgrößen (u , T , p usw.) innerhalb einer Zelle
- Vorgabe von Rand- und Anfangsbedingungen
- Lösung des Gleichungssystems mit einer numerischen Methode sowie
- Auswertung der Ergebnisse

Eine Übersicht zu den Grundlagen der numerischen Strömungsmechanik als auch zur Modellierung von Bränden kann den Ausführungen in [1], [2], [3] entnommen werden.

2.2 Temperaturabhängige Stoffkennwerte

Die Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion beeinflussen den Wärmestrom durch ein Bauteil und somit die Temperaturen im Brandraum als auch im Bauteil. Kenntnisse dieser Stoffkennwerte sind deshalb für die Durchführung von Brandsimulationen notwendig.

In der DIN 18230-2 ist als Material für die Umfassungskonstruktion des Abbrandfaktor-Ofens Schamottestein und Feuerbeton aufgeführt. Temperaturabhängige Stoffkennwerte für Feuerbetone sind z.B. in [5] und [6] dokumentiert. Abbildung 1 zeigt am Beispiel von Feuerbeton die mittels der Heißdraht-Methode messtechnisch ermittelte temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit im gebrannten als auch im ungebrannten Zustand.

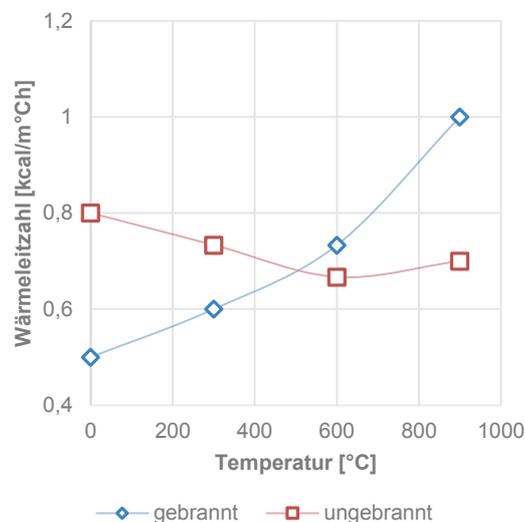


Abbildung 1: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für einen Feuerbeton aus dem Zeitraum der Entwicklung des Abbrandfaktors [6]¹

Als Stoffkennwerte für die Umfassungskonstruktion des Abbrandfaktor-Ofens wurden Datenblätter von Beton- bzw. Stahlherstellern herangezogen, s. Tabelle 1. Der mit „Fireclay“ bezeichnete Stoff ist ein Schamottestein [7] und mit „Contherm“ [8] ein Feuerleichtstein. Die Dichte von Feuerleichtstein entspricht den Angaben der DIN 18230-2. Für Feuerleichtstein wird in [8] für die Wärmekapazität ein Mittelwert für einen Temperaturbereich zwischen 20°C und 1200°C und für die Wärmeleitfähigkeit Werte für Temperaturen ab 600 °C angegeben, s. Tabelle 1. Das Vergleichsbauteil in der Brandraumdecke des Abbrandfaktor-Ofens (DIN 18230-2) besteht aus hitzebeständigen Stahlguss (GX40 CrNiSi 25-20). Die Stoffwerte für Stahlguss sind der Tabelle 1 zu entnehmen.

¹ Der Begriff der Wärmeleitfähigkeit entspricht der Wärmeleitfähigkeit. Einheit (kcal/m°C) und Begriff aus Original [6] übernommen

Im Zonenmodell CFAST ist nur die Verwendung von konstanten Stoffwerten möglich. Tabelle 2 fasst die in CFAST verwendeten Stoffwerte zusammen.

Tabelle 1: Temperaturabhängige Stoffwerte aus aktuellen Datenblättern [7], [8], [9]

Name	Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	Wärmekapazität [kJ/kgK]	Dichte [kg/m ³]
„Fireclay“	100	0,718	0,81	1900
	200	0,732	0,85	
	300	0,748	0,9	
	400	0,765	0,95	
	500	0,783	1,01	
	600	0,815	1,02	
	700	0,873	1,02	
	800	0,945	1,03	
	900	0,971	1,07	
	1000	1,006	1,1	
„Contherm“	600	0,52	1,122	1200
	800	0,57		
	1000	0,63		
	1200	0,69		
Stahl (GX40CrNiSi25-20) ³	20	14,6	0,511	7800
	100	16,7	0,534	
	800	25,0	0,634	
	1000	28,0	0,696	
Perlite ⁴		0,05	1,0	90

Tabelle 2: Im CFAST-Modell verwendete konstante Stoffwerte

Name	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	Wärmekapazität [kJ/kgK]	Dichte [kg/m ³]
„Contherm“	0,52	1,12	1200
Stahl	20,85	0,584	7800

² Mittelwert für einen Temperaturbereich zwischen 20 °C und 1200 °C

³ Die Werte für die Wärmeleitfähigkeit entsprechen der EN 10295. Die temperaturabhängigen Werte für die Wärmekapazität sind [9] entnommen

⁴ Mittelwert für einen Temperaturbereich zwischen 20 °C und 1000 °C

Weil aus den Brandversuchen zum Abbrandfaktor-Ofen in den 70er und 80er Jahren nicht alle Stoffkennwerte für die Modellierung bekannt waren, wurde im Rahmen von Sensitivitätsstudien der Einfluss unterschiedlicher Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion auf den Temperatur-Zeit-Verlauf im Brandraum als auch im Bauteil untersucht. Für die Gegenüberstellung von Ergebnissen aus CFD- und Zonenmodell wurden konstante Stoffkennwerte verwendet.

2.3 Brandszenarien und Brandräume

2.3.1 Übersicht zu untersuchten Brandräume

Die Ermittlung des Abbrandfaktors erfolgt nach DIN 18230-2 in einem 8 m³ Brandraum mit Zwangsbelüftung. Im Rahmen der Erarbeitung der DIN 18230-2 wurden zusätzlich Untersuchungen in größeren Brandräumen durchgeführt. Tabelle 3 gibt eine Übersicht zu den untersuchten Brandräumen.

Tabelle 3: Kenndaten der im Rahmen des Abbrandfaktor-Verfahrens genutzten Brandräume

	8 m ³ Brandraum	40 m ³ Brandraum	62 m ³ Brandraum
Abmessung	2 x 2 x 2 m ³	3,5 x 3,5 x 3 m ³	3,97 x 4,94 x 3 m ³
Ventilation –	500 m ³ /h	natürliche Ventilation	6000 m ³ /h
Zuluft Öffnung	0,384 m ²	1 m ²	0,315 m ²
	4 Öffnungen	1 Öffnung	2 Öffnungen
Umfassung	Schamottstein	keine Angabe	Schamottmauerwerk
	$\rho_{roh}=1200 \text{ kg/m}^3$		$\rho_{roh}=1900 \text{ kg/m}^3$
Abluft Öffnung	0,394 m ²	keine Angabe	1,23 m ²
	1 Öffnung		3 Öffnungen
Kalibrierung	ETK (Öl-Brenner)	ETK (Öl-Brenner)	ETK (Öl-Brenner)
Vergleichsbau- teil	DIN 18230-2	DIN 18230-2	DIN 18230-2
Tempertatur- messung	10 cm unter der Decke	keine Angabe	10 cm unter der Decke

2.3.2 Brandraum - 8 m³ (Abbrandfaktor-Ofen)

Der Abbrandfaktor-Ofen wurde durch die MPA Dortmund betrieben und besaß lichte Innenmaße von 2 m x 2 m x 2 m. Die Umfassung bestand aus 24 cm dicken Schamottesteinen/Feuerbeton mit einer Dichte von 1200 kg/m³. Die Zuluft erfolgte über vier Öffnungen mit einem Durchmesser von jeweils 350 mm bei einem Mittelpunkt in Höhe von

375 mm über dem Boden. Vorversuche mit mechanischer Ventilation lieferten einen Volumenstrom von $500 \text{ m}^3/\text{h}$. Die Abgasführung erfolgte rückseitig auf einer Fläche von $820 \text{ mm} \times 480 \text{ mm}$. Mittig in die Decke eingelassen wurde eine Stahlplatte aus GX40 CrNiSi 25-20 mit den Abmessungen $400 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$, die mit einer 150 mm dicken Schicht aus Perlite überdeckt wurde.

In [13] wurde der Einfluss der mechanischen Ventilation auf die äquivalente Branddauer untersucht. Die Ergebnisse der äquivalenten Branddauer für den Abbrand von Fichtenholz für die Brandlastmengen $30 \text{ kg}/\text{m}^2$ und $87 \text{ kg}/\text{m}^2$ und Variation der Zuluft zeigt die Abbildung 2.

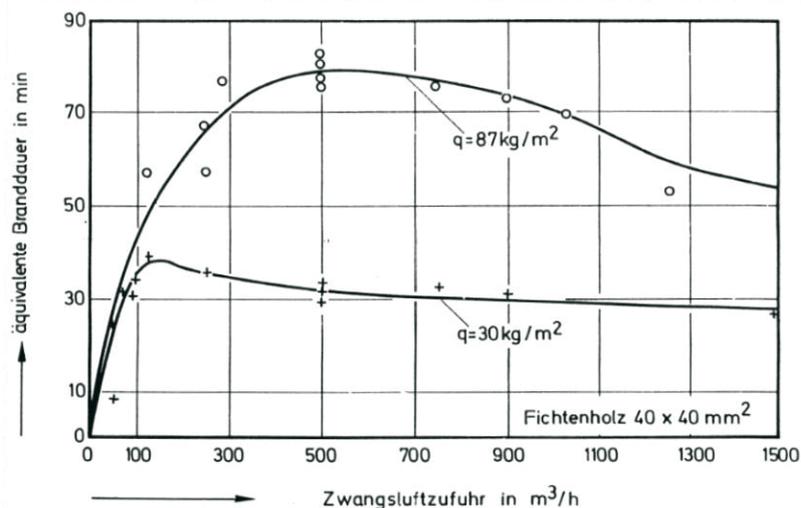


Abbildung 2: Äquivalente Branddauer in Abhängigkeit von der Zulufrate (Zwangsluftzufuhr) [13]

Grundsätzlich zeigen beide Kurven in Abbildung 2, dass die Zulufrate (Zwangsluftzufuhr) einen Einfluss auf die äquivalente Branddauer hat und, dass die äquivalente Branddauer von der Brandlastmenge abhängt. Der Verlauf beider Kurven ist bis zu einer Zulufrate von ca. $100 \text{ m}^3/\text{h}$ nahezu identisch und weist ab einem Wert von $100 \text{ m}^3/\text{h}$ Unterschiede auf. Der Grund hierfür liegt zunächst in dem für die jeweilige Brandlastmenge unterschiedlichen Sauerstoffbedarf. Eine Zulufrate von $110 \text{ m}^3/\text{h}$ stellt bei der Brandlastmenge von $30 \text{ kg}/\text{m}^2$ einen ausreichend Luftsauerstoff bereit, um die maximale äquivalente Branddauer zu erreichen. Allerdings führt für eine Brandlastmenge von $87 \text{ kg}/\text{m}^2$ erst eine Zulufrate von $500 \text{ m}^3/\text{h}$ zu einer maximalen äquivalenten Branddauer.

Abbildung 3 zeigt den Einfluss der Zulufrate (Ventilation) auf die äquivalente Branddauer bei Polyethylen (PE)-Granulat in Säcken bei einer Brandmenge von $159 \text{ kg}/\text{m}^2$.

Es zeigt sich, dass die äquivalente Branddauer des PE-Granulats in Säcken zunächst bei zunehmender Zulufrate konstant bleibt, bis diese bei ca. $1.500 \text{ m}^3/\text{h}$ leicht absinkt, um kurz danach stark anzusteigen. Dieser Anstieg bleibt selbst bei einer Zulufrate von mehr als $4.000 \text{ m}^3/\text{h}$ bestehen. Der Grund für dieses Verhalten liegt in dem gegenüber dem Holzkrippenabbrand des Fichtenholzes völlig unterschiedlichen Abbrandverhalten.

So entspricht der Charakter des Abbrandes von Polyethylen (PE)-Granulat, nachdem es geschmolzen ist, einem Poolbrand mit starker Wärmefreisetzung [10]. Die auf 500 m³/h beschränkte Zuluftrate des 8 m³ Ofens liefert zu wenig Luftsauerstoff und führt somit zu einer äquivalenten Branddauer von ca. $t_a = 63$ min.

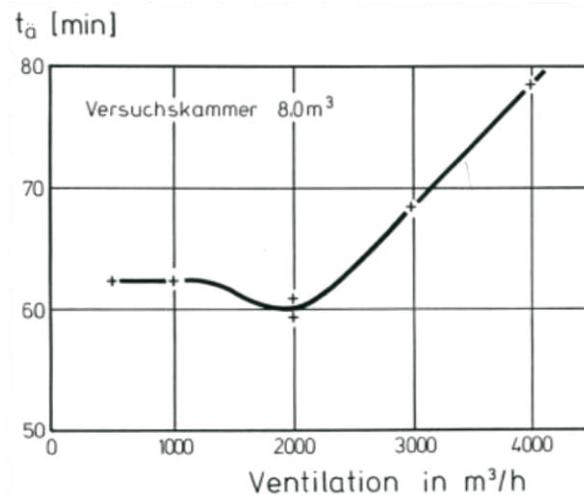


Abbildung 3: Einfluss der Ventilation auf den Abbrand von Polyethylen (PE)-Granulat in Säcken (159 kg/m²) [13]

2.3.3 Brandraum - 62 m³

Untersuchungen zum Abbrandfaktor wurden ab 1990 auch an der MPA NRW in einem 62 m³ Brandraum durchgeführt [12]. Wie auch der m-Faktor-Ofen, besaß dieser Versuchsstand ein Vergleichsbauteil (0,4 m x 0,4 m x 0,15 m) aus V2A Stahl, in dem der Temperatur-Zeit-Verlauf während des Versuches aufgezeichnet wurde. Anders als beim dem 8 m³-Ofen verfügte dieser Versuchsstand über eine deutlich höhere Zwangsbelüftung von 6.000 m³/h. Der 62 m³ Brandraum war mit zwei Zuluft-Öffnungen mit einer Gesamtfläche von 0,315 m² sowie drei Abluftöffnungen mit einer Gesamtfläche von 1,23 m² ausgestattet. Für den 62 m³ Brandraum entspricht ein Zuluft-Volumenstrom von 6000 m³/h einer Luftwechselzahl von 80/h. Im 8 m³ Brandraum sind es 60/h für einen Zuluft-Volumenstrom von 500 m³/h. Für den 62 m³ Brandraum sollte so sichergestellt werden, dass für die Verbrennungsvorgänge ausreichend Sauerstoff zur Verfügung steht. Die Umfassung bestand aus 12,7 cm dicken Schamottesteinen mit einer Dichte von 1900 kg/m³.

Die Abbildung 4 zeigt die Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil für den 8 m³ (DIN 18230) und den 62 m³ Brandraum. Die Ergebnisse zeigen, dass im 8 m³ Brandraum höhere Werte für die Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil und damit auch andere Abbrandfaktoren ermittelt werden als im 62 m³ Brandraum.

Zur Untersuchung des Einflusses der mechanischen Ventilation auf das Abbrandverhalten, wurden in [12] Versuche mit unterschiedlichen Zulufraten durchgeführt (s. Abbildung 5). Die Ergebnisse zeigen, dass die Temperaturen im Brandraum von der Zulufrate abhängig sind. Für Zulufraten zwischen 500 m³/h und 6000 m³/h waren die Änderungen in Bezug auf die im Brandraum ermittelten Temperaturen jedoch gering.

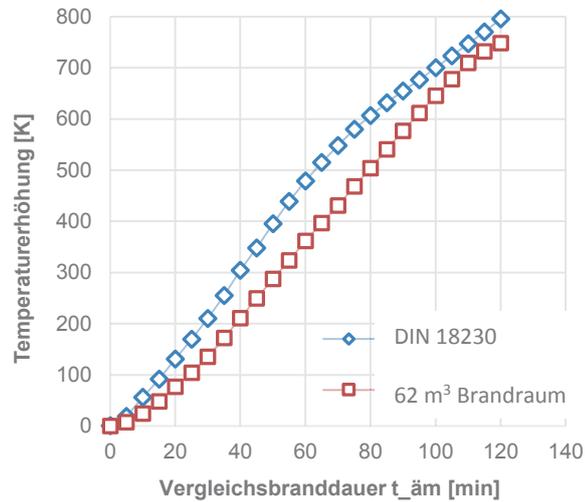


Abbildung 4: Temperaturerhöhung in 50 mm Tiefe des Vergleichsbau­teils in Abhängigkeit von der Vergleichsbranddauer $t_{\text{äm}}$ für den 8 m³ (DIN 18230) und den 62 m³ Brandraum [12]

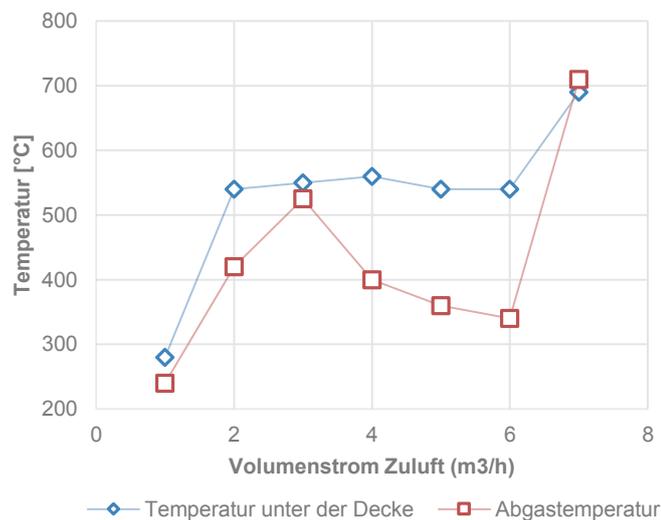


Abbildung 5: Mittelwerte der Temperatur in Abhängigkeit von der Zulufrate für den Brennstoff Fichtenholz [12]

In Abbildung 6 sind die Kalibrierkurven für den 8 m³ und den 62 m³ Brandraum dargestellt. Der Vergleich der Kalibrierkurven des 8 m³ Brandraums mit dem des 62 m³ Brandraums zeigt sowohl für den Bereich der ETK (rechte Seite) als auch für den Abbrand von

Holzkippen (linken Seite) einen unterschiedlichen Verlauf. So ist für eine Vergleichselementtemperaturerhöhung von $\Delta\theta_V = 390\text{ K}$ im 8 m^3 Brandraum eine Vergleichsbrandmenge von $Q_V = 230\text{ kg}$ und im 62 m^3 Brandraum eine Vergleichsbrandmenge von $Q_V = 540\text{ kg}$ erforderlich. Im 62 m^3 Brandraum wird somit mehr als die doppelte Menge an Fichtenholz benötigt, um in dem Vergleichsbau teil die gleiche Temperaturerhöhung zu erzeugen. Als Grund hierfür wird das Austragen von bis zu 50 % der freigesetzten Wärmeenergie durch die hohe Zwangsbelüftung genannt [25].

Die im 62 m^3 Brandraum durchgeführten Brandversuche zeigten auch, dass insbesondere für brennbare Flüssigkeiten und Kunststoffe im Vergleich zum 8 m^3 Brandraum deutlich höhere Abbrandfaktoren ermittelt werden. Dies konnte in [12] durch Wärmebilanzrechnungen bestätigt werden. Als weiter Grund wurde das Austragen von Pyrolyse gasen infolge der hohe Zwangsbelüftung mit $6000\text{ m}^3/\text{h}$ genannt.

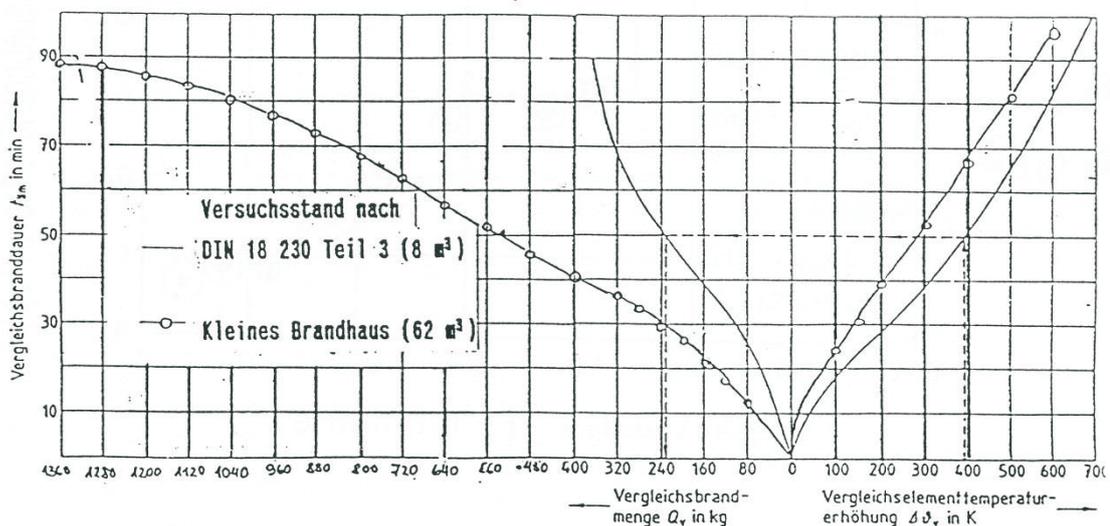


Abbildung 6: Gegenüberstellung der Kalibrierkurven des 8 m^3 (Abbrandfaktor-Ofen) und des 62 m^3 Brandraum [12]

2.3.4 Brandraum - 40 m^3

Weil für den 62 m^3 und 8 m^3 Brandraum unterschiedliche Abbrandfaktoren ermittelt wurden, wurden ab 1992 zusätzliche Versuche am iBBM Braunschweig in einem 40 m^3 Brandraum (Tresorbrandhaus) durchgeführt [25]. Die Abmessungen betragen $3,5\text{ m} \times 3,5\text{ m} \times 3,2\text{ m}$. Über eine Öffnung in einer Außenwand wurde im Unterschied zum Abbrandfaktor-Ofen eine natürliche Ventilation verwendet.

Abbildung 7 zeigt für alle drei Brandräume die ermittelten Kalibrierkurven zur Ermittlung des Abbrandfaktors. Die Kurven auf der rechten Seite des Diagramms werden über eine Befuerung der Brandräume mit Ölbrennern nach Einheits-Temperatur-Kurve (ETK) und die auf der linken Seite über den Abbrand von Holzkippen ermittelt. Die Kurven für den 8 m^3 und 40 m^3 Brandraum lieferten nahezu übereinstimmende Werte. Nach [25] wurde

die Ermittlung von t_{am} mittels des Abbrands von Holzkrippen aus wirtschaftlichen Gründen nur für den dargestellten Bereich durchgeführt.

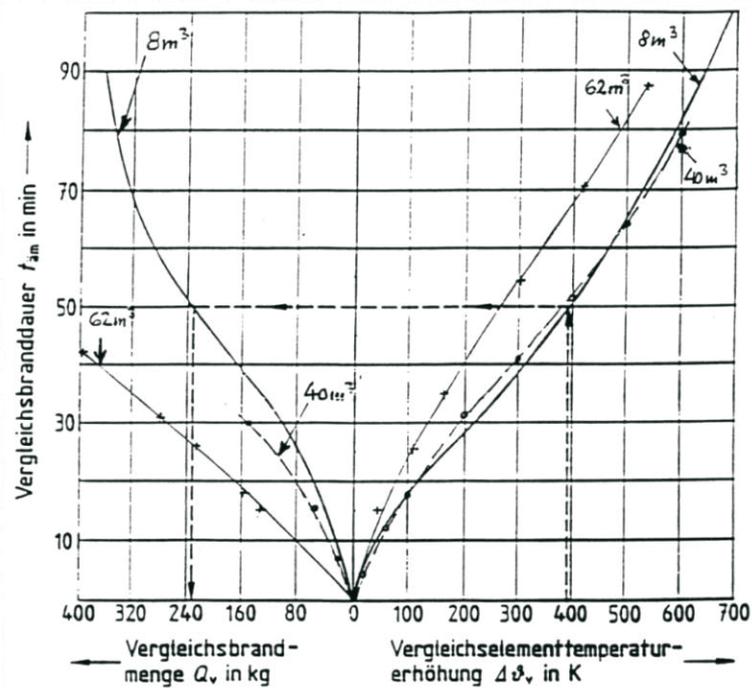


Abbildung 7: Kalibrierkurven für unterschiedliche Brandräume [12]

Nach der Kalibrierung wurden zusätzliche Brandversuche im 8 m^3 und 40 m^3 Brandraum durchgeführt und sowohl die Temperaturverläufe als auch die Abbrandfaktoren gegenübergestellt. Die Ergebnisse von Brandversuchen am Beispiel von Bekleidungsstücken sind in Tabelle 4 zusammengefasst. Die Brandversuche zeigten nahezu übereinstimmende Maximalwerte für die im Brandraum gemessenen Temperaturen, jedoch einen unterschiedlichen Temperatur-Zeit-Verlauf. Die Maximaltemperatur im Vergleichsbauteil trat in beiden Brandräumen zum gleichen Zeitpunkt auf, war im Abbrandfaktor-Ofen allerdings um ca. 30 K höherer als im 40 m^3 Brandraum. Für die betrachteten Brandräume werden deshalb unterschiedliche Abbrandfaktoren ermittelt.

Tabelle 4: Brandversuche im 8 m^3 und im 40 m^3 Brandraum

Bezeichnung	8 m^3 Brandraum	40 m^3 Brandraum
T_{max} im Brandraum	ca. $515\text{ }^\circ\text{C}$	ca. $530\text{ }^\circ\text{C}$
Zeitpunkt T_{max} im Brandraum	20. Minute	3.-4. Minute
ΔT_{max} im Bauteil	$80\text{ }^\circ\text{C}$	$50\text{ }^\circ\text{C}$
Zeitpunkt ΔT_{max} im Bauteil	80. Minute	80. Minute
Max. CO-Konzentration	20. Minute	kein CO
Abbrandfaktor m	0,7	0,4
k_t	0,148 – 0,456	$1 \pm 0,15$

3 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

3.1 Cone Calorimeter und Single Burning Item Test

Entsprechend DIN EN ISO 13943 ist die Verbrennungseffektivität das Verhältnis aus freigesetzter Wärme bei unvollständiger Verbrennung (effektive Verbrennungswärme) und der Wärme, die rechnerisch bei einer vollständigen Verbrennung (Heizwert) freigesetzt wird. Die Ermittlung des Heizwertes erfolgt im Bombenkalorimeter (EN ISO 1716) und die der effektiven Verbrennungswärme über den Quotienten aus Wärmefreisetzungsrate (Heat Release Rate) und Massenverlustrate (Mass Loss Rate). Die zur Berechnung der effektiven Verbrennungswärme benötigte Wärmefreisetzungsrates eines Stoffes, wird in offenen Kalorimetern wie dem Cone-Calorimeter (ISO 5660-1) oder dem Single Burning Item Test (DIN EN 13823) bestimmt. Im Rahmen der Forschungen zum Abbrandfaktor wurden daher am Cone Calorimeter und am Single Burning Item Test für vier Feststoffe (sägerauhes Fichtenholz, mitteldichte Holzfaserplatte, Polystyrol und Polyurethan-Hartschaum) und eine Flüssigkeit (n-Heptan) experimentell die Wärmefreisetzungsrates ermittelt. Im Folgenden werden die Prüfapparaturen kurz beschrieben.

Zur Prüfung des Brandverhaltes von Baustoffen im Labormaßstab wird das Cone Calorimeter-Verfahren nach ISO 5660-1 eingesetzt [26]. Das Cone Calorimeter verfügt über ein konisches Heizelement, das Wärmestromdichten zwischen 0 und 100 kW/m² auf der Probenoberfläche ermöglicht. Ein elektrischer Zündfunke unterstützt die Entzündung der Pyrolysegase. Die Waage dient der Bestimmung der Massenverlustrate. In dem Abzugssystem werden die Brandgase einer Probenentnahmestelle zugeführt, bei der mittels einer Gasanalyseeinheit die für die Bestimmung der Wärmefreisetzungsrates relevanten Volumenanteile von CO, CO₂ und O₂ im Abgas gemessen werden. Weiterhin werden die optische Rauchgasdichte sowie die Temperatur und der Druck in dem Abzugssystem gemessen.

Der Single Burning Item Test nach DIN EN 13823 dient der Prüfungen des Brandverhaltes von Bauprodukten [27]. Dabei stellt er das Brandszenario eines einzelnen brennenden Gegenstandes (Papierkorb) in einer Raumecke nach. Die thermische Beanspruchung erfolgt über einen Propan-Sandbettbrenner mit variierbarer Brennerleistung. In der Decke des Prüfraumes ist eine Abzugshaube verbaut, an der das Rauchabzugssystem anschließt. Im Rauchabzugssystem befinden sich die Gasprobenentnahmestelle sowie Thermoelemente zur Temperaturmessung und eine Rauchmessstrecke zur optischen Rauchgasdichtemessung. In der Gasanalyseeinheit erfolgt die Messung des im Rauchgas enthaltenen Sauerstoffs und Kohlenstoffdioxids. Der Versuchsaufbau am SBI wurde gegenüber dem standardisierten Versuchsaufbau nach DIN EN 13825 um folgende Funktionen erweitert: Drahtkorb mit Feststoff-Probe, Stativ zur Befestigung des Drahtkorbes im Abstand von 250 mm oberhalb des Sandbettbrenners sowie Waage zur

Aufzeichnung des Massenverlustes. Die am Cone Calorimeter und am Single Burning Item Test untersuchten Stoffe und Versuchsbedingungen zur Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate sind der Tabelle 5 zu entnehmen.

Tabelle 5: Übersicht über die Versuchsbedingungen bei der experimentellen Untersuchung der Stoffe im Cone Calorimeter und Single Burning Item Test

Stoff	Cone Calorimeter [kW/m ²]	Single Burning Item Test [kW]
Fichtenholz	50	31
Spanplatte	50	31
MDF	70	31
PUR-B1	70	51
PUR-B2	50	51
PUR-B3	50	31
PS-B1	50	31
n-Heptan	0	0

Die mitteldichte Holzfaserplatte brannte im Cone Calorimeter bei einer Wärmestromdichte von ≤ 70 kW/m² nicht. Deshalb wurden für diesen Stoff die Untersuchungen bei 75 kW/m² durchgeführt. Die Untersuchung des n-Heptans ist am SBI bisher noch nicht erfolgt. Die Polyurethan-Hartschäume B1 und B2 standen den Versuchen am Cone Calorimeter nicht zur Verfügung. Bei den Versuchen am SBI führte die Brennerleistung von 30 kW beim PUR-B1 und PUR-B2 nur zu einem geringen Abbrand an der Oberfläche. Aus diesem Grund wurden diese Stoffe zusätzlich bei einer Brennerleistung von 51 kW untersucht. Da für die Polyurethan-Hartschäume B1 und B3 bisher noch keine Heizwerte experimentell ermittelt werden konnten, wurde für diese Stoffe als Heizwert der von Polyurethan-Hartschaum B2 angenommen. Für jeden Stoff wurden drei Versuche durchgeführt.

3.2 Ergebnisse zur Verbrennungseffektivität

Für verschiedene Feststoffe (sägerauhes Fichtenholz, mitteldichte Holzfaserplatte MDF, Polystyrol – PS-B1, Polyurethan-Hartschaum – PUR-B1, PUR-B2, PUR-B3 und Spanplatte) und einer Flüssigkeit (n-Heptan) wurden experimentelle Untersuchungen zur Wärmefreisetzungsrate am Cone Calorimeter und am Single Burning Item Test (SBI) durchgeführt. Aus Gründen der Reproduzierbarkeit wurden für jeden Stoff drei Versuche ausgeführt und die Standardabweichung ermittelt. Anhand der experimentell ermittelten Wärmefreisetzungsrate und dem Masseverlust wurde die effektive Verbrennungswärme bestimmt. Über das Verhältnis aus effektiver Verbrennungswärme zu Heizwert wurde die Verbrennungseffektivität für jeden untersuchten Stoff ermittelt. Der zur Berechnung der Verbrennungseffektivität erforderliche Heizwert wurde für jeden Stoff entsprechend

der DIN EN ISO 1716 im Bombenkalorimeter experimentell ermittelt. Die Ergebnisse aus den Messungen am Cone Calorimeter für die Verbrennungseffektivität sind in der Tabelle 6 zusammengefasst und werden Werten aus der Literatur und dem Abbrandfaktor m gegenübergestellt.

Tabelle 6: Im Cone Calorimeter ermittelte Verbrennungseffektivität verschiedener Stoffe, Werte der Verbrennungseffektivität aus der Literatur, Abbrandfaktoren nach DIN 18230-3

Stoff	Verbrennungseffektivität Cone Calorimeter [33]	Verbrennungseffektivität Literatur [34]	Abbrandfaktor m DIN 18230-3
Fichtenholz	0,81 ±0,015	0,69 bis 0,79	1,0
Spanplatte	0,81	-	0,2
MDF	0,71	-	--
PUR-B1	0,73	-	0,2
PUR-B2	0,74 ±0,023	0,60 bis 0,88	0,3
PUR-B3	0,82	-	1,2
PS-B1	0,70 ±0,026	0,69	0,4
n-Heptan	0,96 ±0,003	0,91 [34] bis 0,93 [19]	-

Bezüglich der experimentell ermittelten Heizwerte wurde eine sehr gute Übereinstimmung mit den in der DIN 18230-3 tabellierten Werten erreicht. Ergänzend zur effektiven Verbrennungswärme wurde an beiden Prüfapparaturen die Zeit bis zum Erreichen der maximalen Wärmefreisetzungsrates experimentell bestimmt. Dieser Wert wird mit der Fire-Growth-Rate (FIGRA-Wert) beschrieben. Um den Einfluss des Energieeintrages auf das Abbrandverhalten von Stoffen zu untersuchen wurde am Cone Calorimeter die Wärmestromdichte an der Probenoberfläche (35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m² bzw. 75 kW/m²) und am SBI die Brennerleistung (33 kW und 51 kW) variiert. Grundsätzlich hatte für alle am Cone Calorimeter und im SBI untersuchten Stoffe – mit Ausnahme von PUR-B3 – die Variation des Energieeintrags eine Änderung der effektiven Verbrennungswärme und damit eine Änderung der Verbrennungseffektivität zur Folge. Die Ergebnisse der am Cone Calorimeter ermittelten FIGRA-Werte zeigen, dass für die untersuchten Stoffe Fichtenholz, PS-B1, PUR-B2 und Spanplatte mit zunehmender Wärmestromdichte an der Probenoberfläche größere FIGRA-Werte erreicht werden. Für alle am SBI untersuchten Stoffe werden andere FIGRA-Werte gemessen als am Cone Calorimeter. Dies zeigt sich auch bezüglich des Abbrandverhaltens der Stoffe. In Einzelfällen können sich die Werte um eine Größenordnung unterscheiden.

Für die Verbrennungseffektivität werden am SBI – mit Ausnahme von PUR-B1 – größere Werte ermittelt als bei den Messungen am Cone Calorimeter. Ob dies auf den Einfluss der unterschiedlichen Abmessungen der Prüfapparaturen zurückzuführen ist, konnte nicht geklärt werden. Ebenfalls nicht geklärt werden konnte, weshalb am SBI für MDF und n-Heptan Werte der Verbrennungseffektivität von größer als maximal 1,0 ermittelt

werden. Dies sind Gründe dafür, dass für die Ermittlung der Verbrennungseffektivität nur die mit dem Cone Calorimeter gemessenen Werte herangezogen wurden. Die Ergebnisse der Verbrennungseffektivität zeigen am Beispiel Polyurethan- Hartschaum, dass mit geringer werdenden Anforderungen an den Baustoff – von Baustoffklasse B1 zu B3 – die Werte der Verbrennungseffektivität zunehmen. Ob das auch für andere Baustoffe zutrifft, bedarf weitere Untersuchungen. Für die Verbrennungseffektivität sind in der Literatur für Fichtenholz Werte von 0,69 bis 0,79, für Polyurethan Werte von 0,60 bis 0,88, für PS-B1 ein Wert von 0,69 und n- Heptan Werte von 0,91 bis 0,93 angegeben. Für die Verbrennungseffektivität wurde aus Messungen für Fichtenholz: $0,81 \pm 0,015$, für PUR-B2: $0,74 \pm 0,023$, für PS-B1: $0,70 \pm 0,026$ und für n-Heptan: $0,96 \pm 0,003$ ermittelt. Die für die Verbrennungseffektivität durch Messungen ermittelten Werte bestätigen die in der Literatur bekannten Werte, welche in der Praxis zur Ermittlung der Brandlastdichte herangezogen werden.

4 Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens

Grundlage für die numerischen Untersuchungen ist der Abbrandfaktor-Ofen (8 m³ Ofen) der DIN 18230-2. Die Brandvorgänge im Abbrandfaktor-Ofen werden mit einem Zonen- sowie einem CFD-Modell untersucht.

4.1 CFAST Modell

Abbildung 8 zeigt das CFAST-Modell des Abbrandfaktor-Ofens. Die Kantenlängen betragen jeweils 2 m und die Wärmefreisetzung erfolgt in der Mitte des Brandraums in einer Höhe von 1 m. Die mechanische Ventilation erfolgt vier Zuluft-Öffnung mit jeweils einer Fläche von 0,16 m² (oKFB bis Mitte der Fläche 0,4 m) und einem Volumenstrom von 0,0347 m³/s (Temperatur der Umgebung). In der Rückwand befindet sich die Öffnung für den Rauchabzug. Diese hat eine Fläche 0,4 m² und eine Öffnungshöhe von 1 m.

Für die Umfassungskonstruktion wurden die Stoffkennwerte der Tabelle 2 berücksichtigt. Die Umgebungsbedingungen der Brandversuche [10] für Temperatur, Druck und Luftfeuchtigkeit sind in Tabelle 7 zusammengefasst.

Tabelle 7: In CFAST verwendete Randbedingungen für die Simulationen unter Berücksichtigung der Versuche mf6, mf14 und mf19 [10]

Parameter	mf6	mf14	mf19
Umgebungstemperatur [°C]	6	21	25
Umgebungsdruck [Pa]	101300	101300	101300
Relative Luftfeuchtigkeit [%]	98	52	47
Windgeschwindigkeit [m/s]	0	0	0

Zur Modellierung des Abbrandes von Fichtenholz wurde eine zeitabhängige Wärmefreisetzungsrates auf einer Fläche von einem 1 m² vorgegeben. Für Fichtenholz wurde in den Simulationen ein CO-Yield von 0,005 kg_{CO}/kg_{CO₂}, ein Ruß-Yield von 0,015 kg_{Ruß}/kg_{CO₂} sowie ein Heizwert von 17280 kJ/kg verwendet. Die Simulation erfolgte mit dem McCaffrey Ansatz. Abbildung 8 zeigt das CFAST-Modell des Abbrandfaktor-Ofens. Mit CFAST wurden die Temperatur der oberen Rauchgasschicht sowie die über die Fläche gemittelte Deckentemperatur analysiert.

4.2 FDS Modell

4.2.1 Modellbeschreibung

Zur numerischen Untersuchungen des Abbrandfaktors-Ofens wurde ein FDS-Modell auf der Grundlage von [10] und [11] erarbeitet. Es werden die Temperatur-Zeit-Verläufe in Brandraum und Bauteil prognostiziert werden. Abbildung 9 zeigt das FDS Modell des Abbrandfaktor-Ofens. Der Brandraum hat ein Volumen von 8 m^3 mit jeweils einer Kantenlänge von zwei Metern. Die Wärmefreisetzung erfolgt mittig im Brandraum. Die vier Zuluft-Öffnungen befinden sich an den Seitenwänden und haben jeweils eine Fläche von $0,16 \text{ m}^2$ und einen vorgegebenen Volumenstrom von $0,0347 \text{ m}^3/\text{s}$. Der Zuluft-Kanal der Zuluft-Öffnungen wurde mit einer Länge von $0,8 \text{ m}$ modelliert. Der Abzug der Rauchgase erfolgt über eine Öffnung mit einer Fläche von $0,4 \text{ m}^2$ in der Rückwand des Brandraums. Mittig in der Decke ist das Vergleichsbauteil angeordnet. Die dem Brandraum zugewandte Seite des Vergleichsbauteils ist aus Stahl und die darüber liegende Schicht ist aus Perlite. Das Bauteil hat eine Länge und Breite von $0,4 \text{ m}$ bei einer Höhe von $0,15 \text{ m}$ für die Schicht aus Stahl und $0,15 \text{ m}$ für Schicht aus Perlit. Zur Untersuchung des Einflusses der Umfassungsstruktur wurden Simulationen mit den Stoffwerten „Fireclay“ für Schamott und „Contherm“ für Feuerleichtstein durchgeführt. Die verwendeten Stoffwerte sind der Tabelle 1 im Abschnitt 2.2 zusammengefasst. Zur Modellierung des Abbrandes von Fichtenholz wurde die zeitabhängige Wärmefreisetzungsrates (Fläche 1 m^2 , Höhe $z = 1 \text{ m}$) sowie die Werte für CO-Yield, Ruß-Yield und ΔH_c bzw. ΔH_{eff} vorgegeben. Für den Brennstoff Fichtenholz wurde Summenformel $\text{CH}_{3,584}\text{O}_{1,55}$ verwendet.

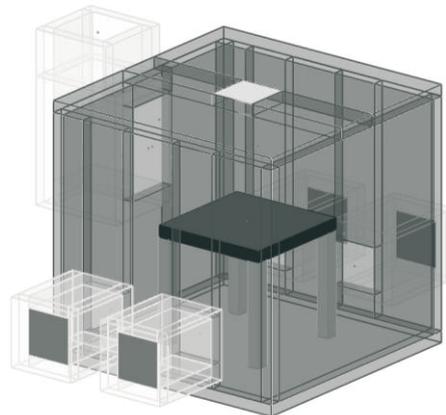
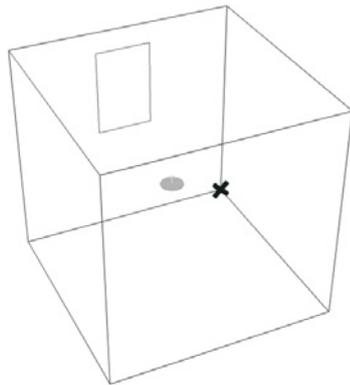


Abbildung 8: CFAST Modell des Abbrandfaktor-Ofens

Abbildung 9: FDS Modell des Abbrandfaktor-Ofens

Die Auswertung erfolgte für die Strömungsgeschwindigkeit und die Temperatur. Die Temperaturen wurden wie folgt ausgewertet:

- THERMOCOUPLE für 5 Messstellen im Abstand von 10 cm unter der Decke (Positionen entsprechen DIN 18230-2)
- WALL TEMPERATURE für die Oberflächentemperaturen der Bauteile
- INSIDE WALL TEMPEARURE für die Temperaturen in 50 mm Tiefe des Bauteils
- STATISTICS = 'MEAN' für die Zonentemperatur im Brandraum mit $z > 1,1$ m.

4.2.2 Verbrennungseffektivität

Die Verbrennungseffektivität ist ein Maß für die Vollständigkeit einer Verbrennung und stellt sich unter Berücksichtigung von Ventilationsbedingung, Luft beziehungsweise Sauerstoffangebot, der chemischen Bindung der Atome des Brennstoffs sowie der Temperatur der Rauchgase im Brandraum ein. Zur Berechnung der Verbrennungseffektivität χ wird die tatsächlich freigesetzte Wärmemenge (effektive Verbrennungswärme H_{eff}) mit dem der maximal enthaltenden Energiemenge (unterer Heizwert H_c des Stoffes) ins Verhältnis gesetzt [33].

In FDS stehen zur Berücksichtigung der Verbrennungseffektivität verschiedene Ansätze zur Verfügung. Zum einen können Kohlenmonoxid und Ruß als Produkte der unvollständigen Verbrennung vorgegeben werden. Dies geschieht über die Vorgabe der Yields für Kohlenmonoxid und Ruß in den Brennstoffeigenschaften. Aus diesen Werten wird dann in FDS eine effektive Verbrennungswärme berechnet. Alternativ kann die effektive Verbrennungswärme auch direkt vorgegeben werden, wenn hierfür experimentell ermittelte Werte vorliegen. Für diesen Fall wird die Option IDEAL = "FALSE" gesetzt.

4.2.3 Ermittlung der Wärmefreisetzungsrates

Im Folgenden werden drei Methoden zur Ermittlung der Wärmefreisetzungsrates beschrieben.

Sauerstoffverbrauchsmethode: Grundlage für die Modellierung der Brandvorgänge sind Brandversuche mit Fichtenholz (mf6, mf14 und mf19) und Messungen der Sauerstoff- und Kohlendioxidkonzentration im Abbrandfaktor-Ofen [10]. Für die Brandversuche mf6 und mf14 wurden Holzkrippen und für den Brandversuch mf19 Holzwolle verwendet.

In einem ersten Schritt wurde als Randbedingung die mittels Sauerstoffverbrauchsmethode berechnete Wärmefreisetzungsrates im Rechenmodell verwendet. Die Wärmefreisetzungsrates wurde wie folgt ermittelt [11]:

$$\dot{Q} = 17,6 \left(\frac{\varphi_{O_2}^0 (1 - \varphi_{CO_2}) - \varphi_{O_2}}{1 - \varphi_{O_2} - \varphi_{CO_2}} \right) \quad (4-1)$$

mit

- \dot{Q} Brandleistung in Megawatt
- $\varphi_{O_2}^0$ Volumenanteil Sauerstoff in der Zuluft
- φ_{O_2} Volumenanteil Sauerstoff im Rauchgas
- φ_{CO_2} Volumenanteil Kohlendioxid im Rauchgas
- $17,6 \text{ MJ}/\text{m}^3$ die je Norm-Kubikmeter Luft freigesetzte Energie

Abbildung 10 zeigt, dass sich die Brandversuche sowohl in der maximalen Wärmefreisetzung als auch im zeitlichen Verlauf der Wärmefreisetzung unterscheiden. In Abbildung 11 ist für den Versuch mf19 der zeitabhängige Verlauf der Wärmefreisetzung sowie der zeitabhängige Verlauf der gemessenen Temperatur im Brandraum dargestellt.

Die mit dieser Wärmefreisetzungsrate durchgeführte Brandsimulation liefert um ca. 150 K geringere Werte der Temperatur im Vergleichsbau teil als die gemessenen Werte (s. Abbildung 34). Messunsicherheiten wurden nicht ausgewiesen und könnten Ursache für die Abweichungen zwischen Experiment und Simulation sein. Es wurden daher weitere Methoden zur Ermittlung der Wärmefreisetzungsrates untersucht.

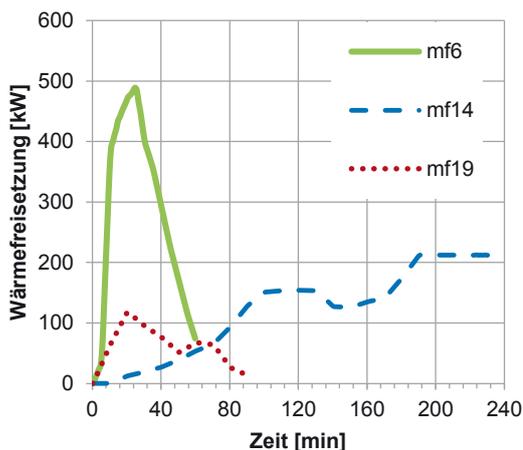


Abbildung 10: Mit Gleichung (4-1) berechnete Wärmefreisetzungsrates für Versuche mf6, mf14 und mf19 [10]

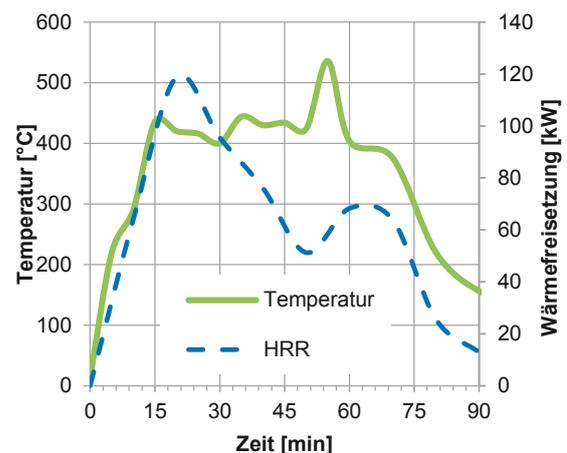


Abbildung 11: Zeitabhängige Verlauf der Wärmefreisetzungsrates und der Temperatur im Brandraum für den Versuch mf19

T-HRR Ansatz: Die Ermittlung der Wärmefreisetzungsrates stützt sich auf den experimentell ermittelten Temperatur-Zeit-Verlauf. Die Wärmefreisetzungsrates im Brandraum wird über folgenden Zusammenhang ermittelt [18]:

$$\dot{Q} = \dot{m}_g c_p T_\infty \left(\frac{\Delta T_g}{0,63 T_\infty \left(\frac{h_k A_T}{\dot{m}_g c_p} \right)^{-0,36}} \right)^{\frac{1}{0,72}} \quad (4-2)$$

Abbildung 12 zeigt den Temperatur-Zeit-Verlauf für den Brandversuch mf19 und den Temperatur-Zeit-Verlauf für die Simulationen mit FDS und CFAST. Es zeigen sich qualitativ ähnliche Temperatur-Zeit-Verläufe, allerdings sind die mit FDS und CFAST berechneten Temperaturen um ca. 150 K bzw. 80 K höher als die experimentell ermittelten Werte. Die im Rechenmodell verwendete Wärmefreisetzungsrate wurde auf der Grundlage von im Abbrandfaktor-Ofen gemessenen Werten der Temperatur ermittelt. Messunsicherheiten wurden nicht ausgewiesen.

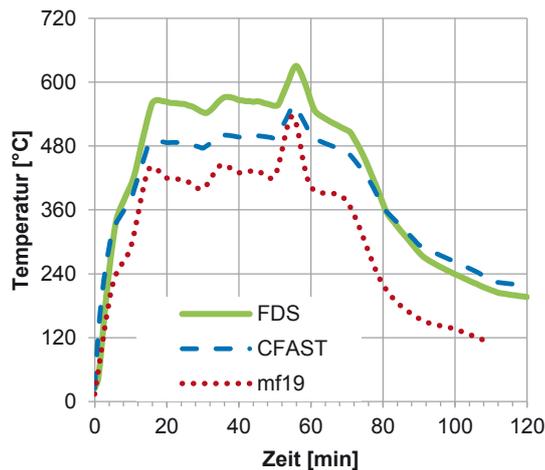


Abbildung 12: Temperatur-Zeit-Verläufe des Experiments (Versuchs mf19) und der Simulation (FDS, CFAST). Temperaturen in 10 cm unter der Decke (Experiment, FDS). Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate nach Gleichung (4-2).

Design Fire: Um nicht auf die im Abbrandfaktor-Ofen gemessenen Werte für die Sauerstoffkonzentration und die Temperatur zurückgreifen zu müssen, erfolgte die Vorgabe der zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrate über die Verwendung eines stoffspezifischen Design Fires. Entsprechend dem Nationalen Anhang des Eurocode 1 wird der Brand in Entwicklungsphase, stationäre Phase und Abklingphase unterteilt. Erstere beschreibt den Anstieg der Wärmefreisetzungsrate bis Erreichen des maximalen Wertes, der durch die Brandlast oder durch die Ventilationsbedingungen bestimmt wird. Abbildung 13 zeigt den gesamten schematischen Verlauf eines Design Fires [28]. Die Wärmefreisetzungsrate für die Entwicklungsphase ergibt sich nach dem t^2 -Ansatz wie folgt [28]:

$$\dot{Q}_k = (t/t_\alpha)^2 \quad (4-3)$$

Hierin ist t die Zeit nach der Entstehung des Brandes in s, t_α die Zeit, die erforderlich ist, bis eine Wärmefreisetzungsrate von 1 MW erreicht wird in s. In [29] findet sich ein alternativer t^2 -Ansatz unter Verwendung des Ausbreitungsfaktors α :

$$\dot{Q} = \alpha(t - t_i)^2 \quad (4-4)$$

mit α Ausbreitungsfaktor in kJ/s^3 , t_i Zeit bis zur Entzündung in s, t Zeit in s.

Werte für die maximale Wärmefreisetzung wurden der DIN 18230-3 [30] und Werte des Ausbreitungsfaktors für Fichtenholz und der untersuchten Kunststoffe der Literatur [29] entnommen. Im Rahmen der Untersuchungen wurde ein α von $0,0469 \text{ kJ/s}^3$ verwendet.

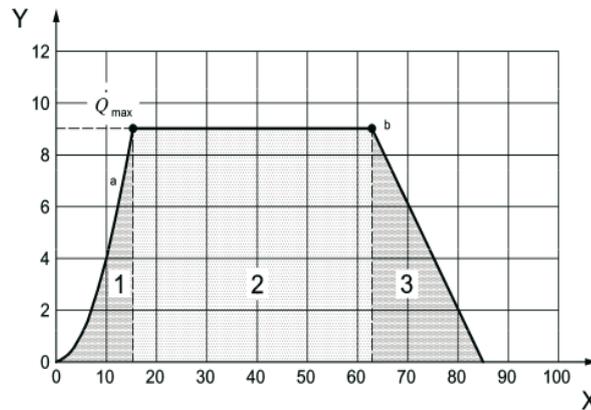


Abbildung 13: Schematischer Zeitverlauf der Wärmefreisetzungsrate eines Design Fires [28]

4.2.4 Einfluss der Gitterweite

Zur Abschätzung des Diskretisierungsfehlers wurde der Einfluss der Gitterweite auf die numerisch ermittelten Ergebnisse untersucht. In Tabelle 8 sind die Randbedingungen für die Sensitivitätsstudie zusammengefasst. Untersucht wurden die Gitterweiten 10 cm, 5 cm und 2,5 cm.

Tabelle 8: Randbedingungen für die Sensitivitätsstudie zur Gitterweite

Bezeichnung	Parameter
Umfassung	„Contherm“
Brennstoff [17]	Fichtenholz ($\text{CH}_{3,584}\text{O}_{1,55}$)
CO-Yield	$0,005 \text{ kg}_{\text{CO}}/\text{kg}_{\text{Brennstoff}}$
Ruß-Yield	$0,015 \text{ kg}_{\text{Ruß}}/\text{kg}_{\text{Brennstoff}}$
HRR_{max}	624 kW
Simulationszeit	60 Min.

Die Abbildung 14 und Abbildung 15 zeigen die Ergebnisse für die Temperatur und die Strömungsgeschwindigkeit bei Variation der Gitterweite. Die Temperaturen entsprechen dem Mittelwert aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke im Brandraum. Die Strömungsgeschwindigkeit wurde für eine Messstelle in der Mitte der Abzugsöffnung aufgezeichnet. Der Temperatur-Zeit-Verlauf im Bauteil ist in Abbildung 16 dargestellt.

Für 2,5 cm und 5 cm Gitterweite werden nahezu identische Ergebnisse sowohl für die Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit im Brandraum als auch für die Temperatur im Bauteil erreicht (s. Abbildung 14, Abbildung 15, Abbildung 16). Eine Diskretisierung mit 10 cm Gitterweite liefert um ca. 30 K geringere Bauteiltemperaturen als im Vergleich zur Diskretisierung mit 2,5 cm und 5 cm Gitterweite. Für weitere Untersuchungen wird eine Gitterweite von 5 cm verwendet.

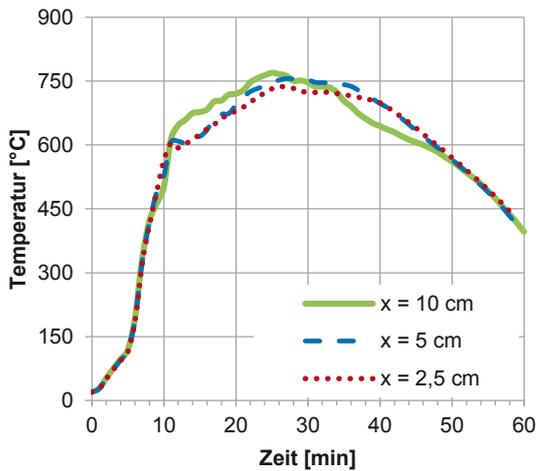


Abbildung 14: Temperatur im Brandraum (Mittelwert aus 5 Messstellen in 10 cm unter der Decke) für drei untersuchte Gitterweiten

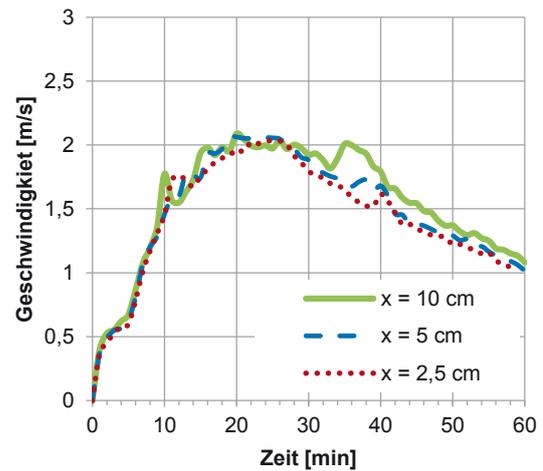


Abbildung 15: Strömungsgeschwindigkeit (an einer Messstelle in der Mitte der Abzugsöffnung) für drei untersuchte Gitterweiten

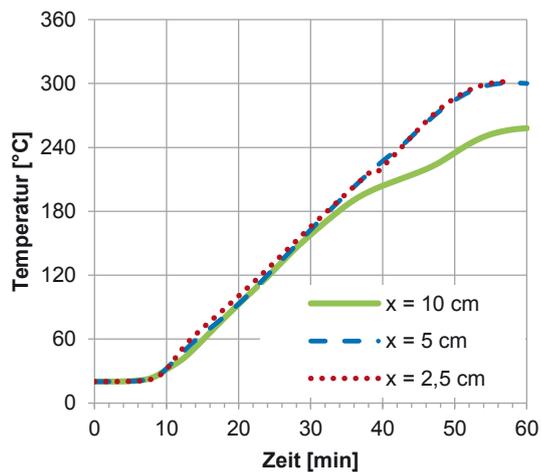


Abbildung 16: Ergebnisse des Temperatur-Zeit-Verlaufs in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils für drei untersuchte Gitterweiten

4.2.5 Einfluss der Umfassung

Die temperaturabhängigen Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion beeinflussen den Wärmestrom durch ein Bauteil und somit die Temperaturen im Brandraum als auch im Bauteil. Weil die thermischen Eigenschaften der Umfassungskonstruktion des Abbrandfaktor-Ofens nicht bekannt sind, wurde im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse der Einfluss der Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion untersucht. Abbildung 17 zeigt die Temperaturen im Brandraum für einen Schamottestein „Fireclay“ und einen Feuerleichtstein „Contherm“ (Stoffwerte s. Tabelle 1). Die Simulationen wurden mit FDS durchgeführt.

Die Ergebnisse in Abbildung 17 zeigen, dass im Bereich zwischen der 20igsten und 50igsten Minute um ca. 30 K bis 50 K höhere Brandraumtemperaturen für Feuerleichtstein als Umfassungsbauteil ermittelt werden.

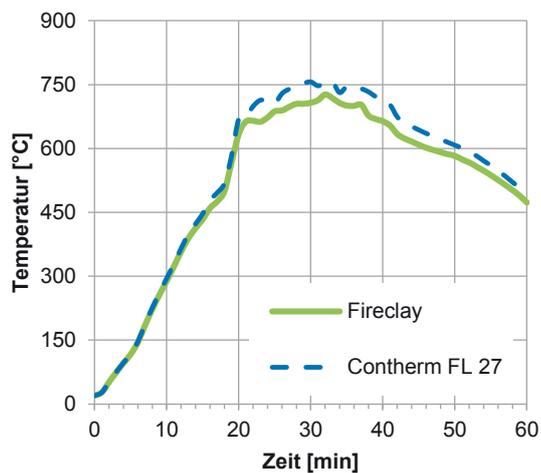


Abbildung 17: Einfluss der Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion. Mit FDS ermittelte Temperatur im Brandraum für einen Schamottestein „Fireclay“ und für einen Feuerleichtstein „Contherm“

Im Rahmen von Parameterstudien wurde mit der Software CFAST untersucht wie sich unterschiedliche Stoffkennwerte (Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität, Dichte) der Umfassungskonstruktion auf die Temperaturen im Brandraum auswirken. Dabei wurde ausgehend von den Stoffkennwerten für „Contherm“ jeweils nur einer der drei genannten Parameter verändert. Die Stoffkennwerte für die Parameterstudie sind in Tabelle 9 zusammengestellt. Die untersuchte Spannweite der Stoffkennwerte entspricht denen feuerfester Werkstoffe [5], [6], [15], [16]. Die Änderungen der Temperaturen betragen für die untersuchten Varianten maximal 15 K.

Tabelle 9: In der Parameterstudie mit CFAST verwendete Stoffkennwerte

	Wärmeleitfähigkeit λ [W / m K]	Wärmekapazität c_p [kJ / kg K]	Dichte ρ [kg / m ³]
„Contherm“	0,52	1,12	1200
Variation λ	0,35 – 0,6	1,12	1200
Variation c_p	0,52	0,8 – 1,3	1200
Variation ρ	0,52	1,12	1000 – 2200

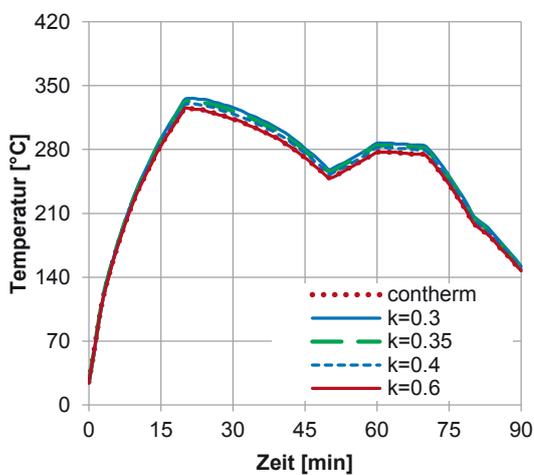


Abbildung 18: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Temperatur im Brandraum

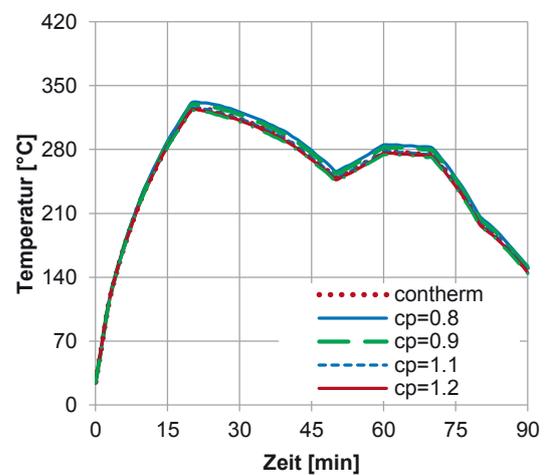


Abbildung 19: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Wärmekapazität auf die Temperatur im Brandraum

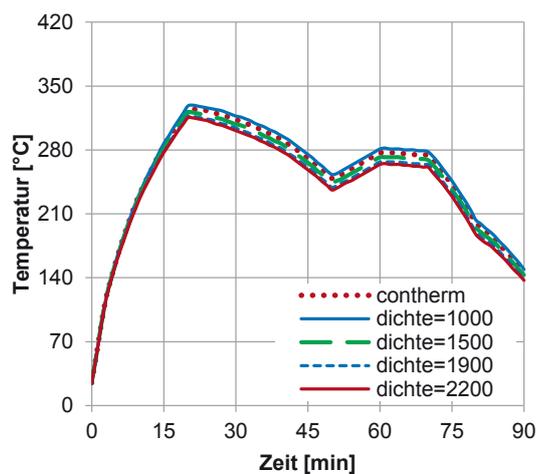


Abbildung 20: Ergebnisse der mit CFAST durchgeführten Parameterstudie Einfluss der Dichte auf die Temperatur im Brandraum

4.2.6 Einfluss der Wärmefreisetzung

Untersucht wurde die Temperaturerhöhung im Vergleichsbau teil bei Verwendung eines realen Abbrands und eines Design Fire Ansatzes (s. Abbildung 21). Dazu wurden die Wärmefreisetzungsraten (s. Abschnitt 4.2.3) wie folgt ermittelt:

- über die Sauerstoffverbrauchsmethode (Versuch mf6)
- über den T-HRR Ansatz (Versuch mf19)
- über einen Design Fire Ansatz unter Verwendung der Stoffkennwerte nach [29].

Die freigesetzte Masse an Pyrolysegasen betrug für die untersuchten Varianten ca. 60 kg. Abbildung 22 zeigt die resultierenden Temperaturen in 50 mm Tiefe des Vergleichsbau teils für die untersuchten Wärmefreisetzungsraten (s. Abbildung 21). Für das Design Fire wurde in 50 mm Tiefe des Vergleichsbau teils die größte Temperaturänderung berechnet. Die Ergebnisse liegen bei Verwendung eines Design Fires auf der sicheren Seite. Für weitere Untersuchungen zum Abbrandfaktor wurde das Design Fire verwendet.

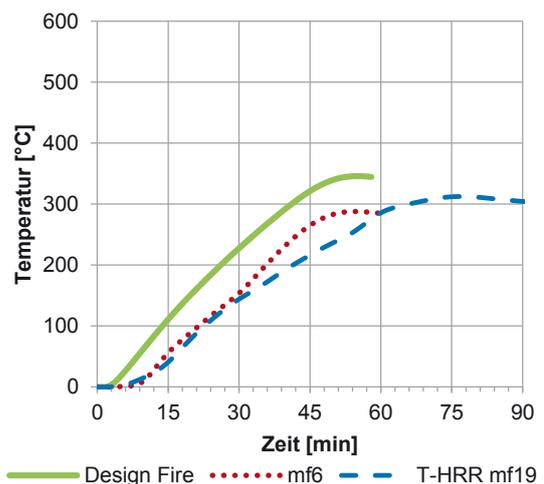
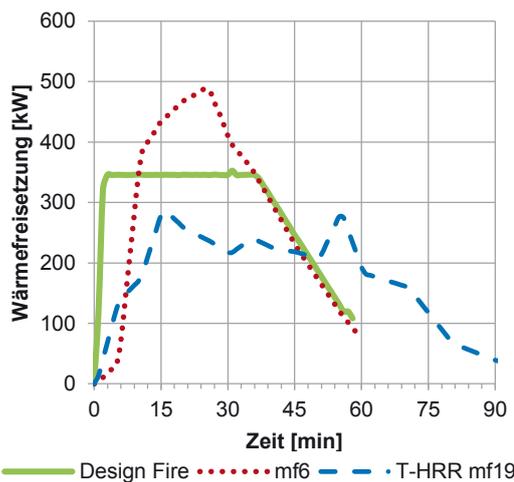


Abbildung 21: Zeitabhängiger Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für Design Fire, mf6 und T-HRR - ca. 60 kg Pyrolysegas

Abbildung 22: Mit FDS ermittelte Temperaturerhöhung in 50 mm Tiefe des Bauteils für Design Fire, mf6 und T-HRR - ca. 60 kg Pyrolysegas

4.3 Numerischen Untersuchungen zum Temperatur-Zeit-Verlauf

4.3.1 Simulationen mit FDS und CFAST

Mit FDS und CFAST werden die Temperatur-Zeit-Verläufe im Brandraum und an der Decke des 8 m³-Brandraums berechnet. Die verwendeten Randbedingungen sind in Tabelle 10 zusammengestellt. Es wurden drei zeitabhängige Verläufe der Wärmefreisetzungsrates untersucht (s. Abschnitt 4.2.3). Grundlage für die Auswahl der Wärmefreisetzungsrates waren Versuche im Zusammenhang mit der Erarbeitung des Abbrandfaktor-Verfahrens aus den 70er Jahren. Weil für die Versuche mf6, mf14 und mf19 der zeitliche Verlauf der O₂ und CO₂ Konzentration im Abgas vorlag, wurden diese Versuche ausgewählt, um aus diesen Werten die Wärmefreisetzungsrates zu berechnen.

Die Abbildung 23 bis Abbildung 28 zeigen die Temperatur-Zeit-Verläufe im Brandraum sowie an der Decke des Brandraums für die untersuchten Varianten mf6, mf14 und mf19. Für FDS und CFAST wurden die ermittelten Zonentemperaturen im Brandraum gegenübergestellt. Zusätzlich wurde mit FDS der Mittelwert aus fünf Messstellen in 10 cm unterhalb der Decke entsprechend DIN 18230-2 ausgewertet (s. Abschnitt 4.2.1). Die Ergebnisse zeigen für das CFD- und Zonenmodell nahezu übereinstimmende Werte für die Zonen- und Deckentemperatur.

Tabelle 10: Randbedingungen für FDS und CFAST

Bezeichnung	Parameter
Umfassung	„Contherm“
CO-Yield	0,005 kg _{CO} /kg _{Brennstoff}
Ruß-Yield	0,015 kg _{Ruß} /kg _{Brennstoff}
Heat of Combustion	17280 kJ/kg
Zuluft	4 x (0,137 m ³ /s)
Höhe der Brandlast	1 m
Fläche der Brandlast	1 m ²
HRR (Abschnitt 4.2.3)	Brandversuche mf6, mf14, mf19

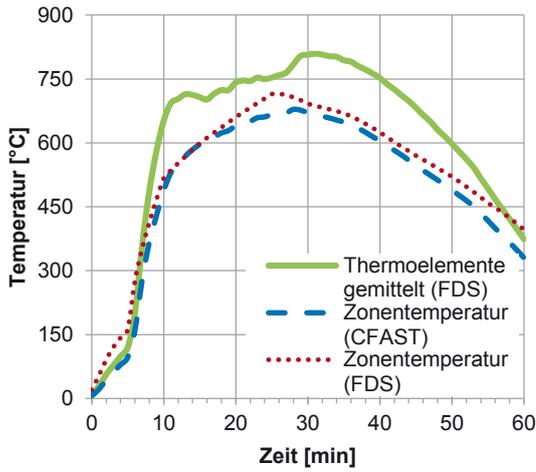


Abbildung 23: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf6

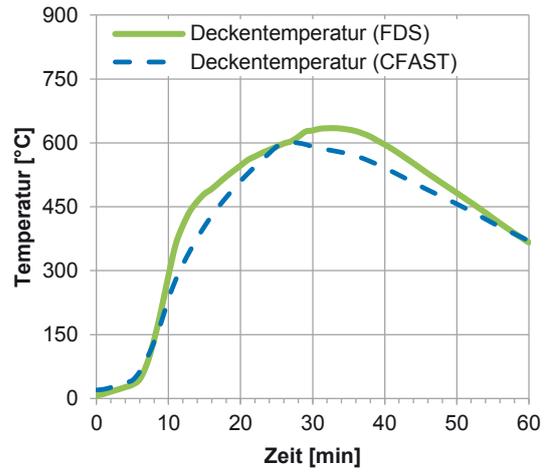


Abbildung 24: Mit FDS und CFAST berechnete Deckentemperatur für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf6

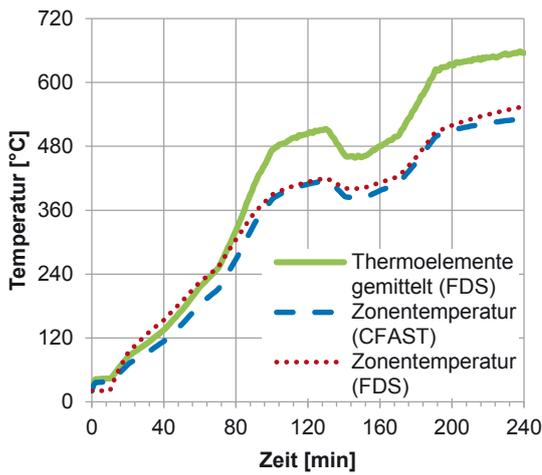


Abbildung 25: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf14

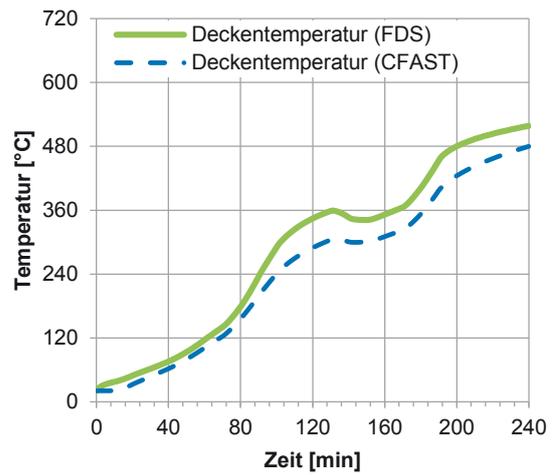


Abbildung 26: Mit FDS und CFAST berechnete Deckentemperatur für eine Wärmefreisetzungsrate entsprechend Versuch mf14

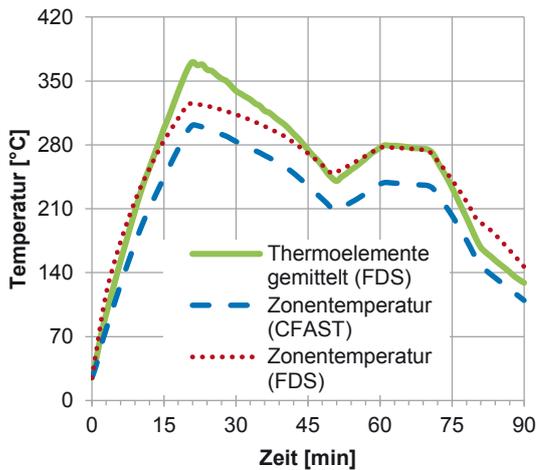


Abbildung 27: Mit FDS und CFAST berechnete Temperaturen im Brandraum für eine Wärmefreisetzungsrates entsprechend Versuch mf19

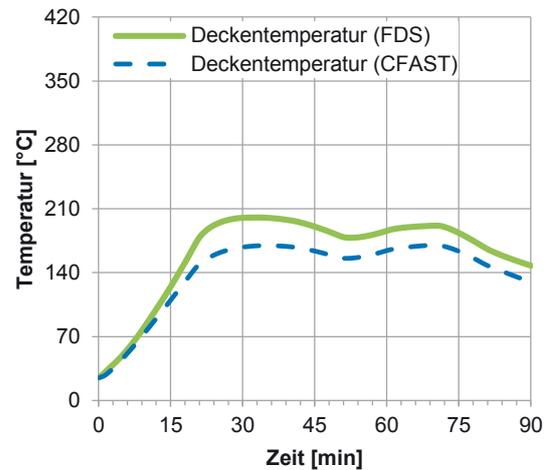


Abbildung 28: Mit FDS und CFAST berechnete Decktemperatur für eine Wärmefreisetzungsrates entsprechend Versuch mf19

4.3.2 Simulation und Experiment

In einem ersten Schritt wurde die Wärmefreisetzungsrates über die Sauerstoffverbrauchsmethode ermittelt und als Randbedingungen im Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens vorgegeben (s. Abschnitt 4.2.3).

In Abbildung 29, Abbildung 31 und Abbildung 33 werden die numerisch ermittelten Werte der Temperatur den experimentell ermittelten Werten (Brandversuche mf6, mf14 und mf19) gegenübergestellt. Die berechneten und gemessenen Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke. Die Positionen der Messstellen in FDS entsprechen denen des Abbrandfaktor-Ofens. Zusätzlich zu den Temperaturen im Brandraum wurden die Temperatur-Zeit-Verläufe im Vergleichsbau teil ausgewertet (Abbildung 30, Abbildung 32, Abbildung 34).

Die Ergebnisse zeigen, dass z.B. die im Vergleichsbau teil gemessenen Werte der Temperatur (s. Abbildung 32) um ca. 150 K höher sind als die der Simulation. Die Abweichungen sind möglicherweise auf Unsicherheiten in den Messwerten der Sauerstoffkonzentration zurückzuführen.

In einem zweiten Schritt wurde die Wärmefreisetzungsrates auf der Grundlage von im Abbrandfaktor-Ofen gemessenen Werten der Temperatur ermittelt und als Randbedingungen im Rechenmodell vorgegeben (s. Abschnitt 4.2.3).

Die Ergebnisse zeigen qualitativ ähnliche Temperatur-Zeit-Verläufe (Abbildung 12), allerdings sind die mit FDS berechneten Temperaturen um ca. 150 K höher als die experimentell ermittelten Werte. Auch hier könnten Messunsicherheiten Ursache für die Abweichungen sein.

Um nicht auf die im Abbrandfaktor-Ofen gemessenen Werte für die Sauerstoffkonzentration und die Temperatur zurückgreifen zu müssen, erfolgte die Vorgabe einer zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrate über die Verwendung eines stoffspezifischen Design Fires (s. Abschnitt 4.2.3 und nachfolgende Abschnitte).

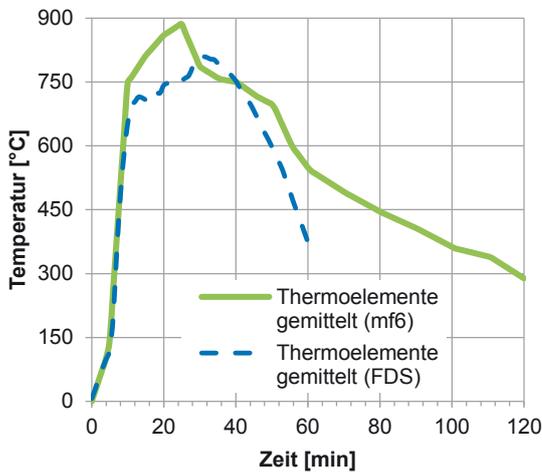


Abbildung 29: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf6 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke

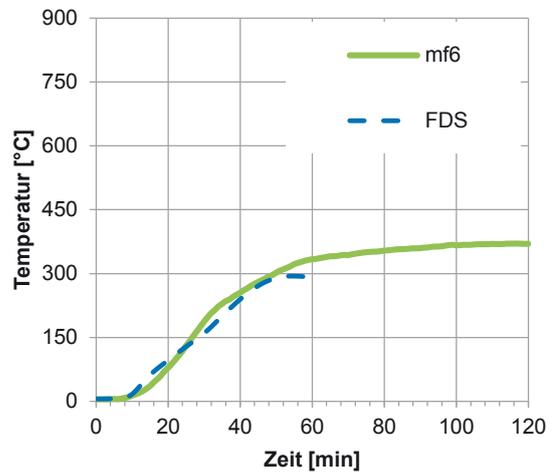


Abbildung 30: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf6

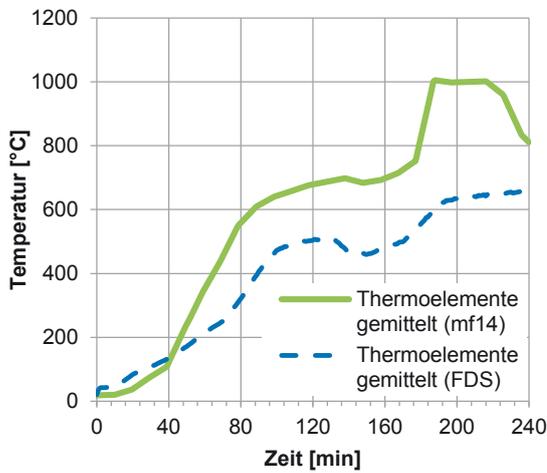


Abbildung 31: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf14 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke

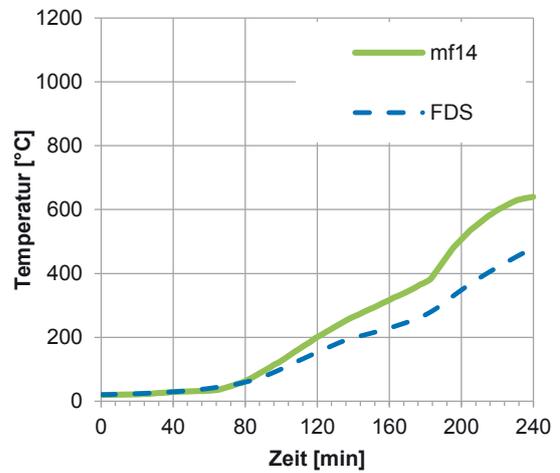


Abbildung 32: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf14

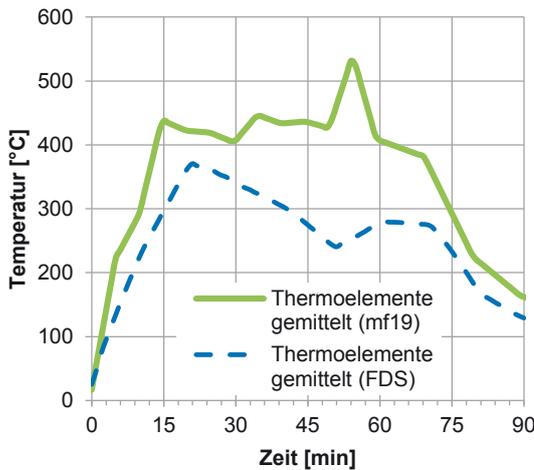


Abbildung 33: Mit FDS ermittelte Temperatur (Thermocouple) im Brandraum und Versuch mf19 - Temperaturen sind Mittelwerte aus fünf Messstellen in 10 cm unter der Decke

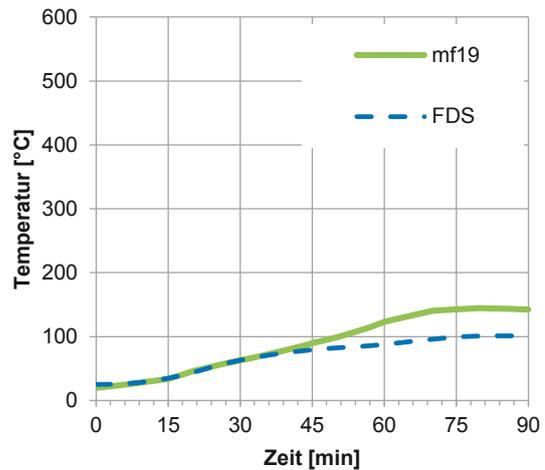


Abbildung 34: Mit FDS ermittelte Temperatur in 50 mm Bauteiltiefe und Versuch mf19

4.3.3 Ermittlung von Testfaktoren m^* am Beispiel des Referenzstoffs Fichtenholz

Der Abbrandfaktor m beschreibt das Abbrandverhalten von Lagerstoffen und ist nach DIN 18230-2 wie folgt definiert:

$$m_i = \frac{M_V}{M} \frac{H_{uV}}{H_u} k_t \quad (4-5)$$

In Anlehnung an die DIN 18230-2 wurden für den Referenzstoff Fichtenholz Testfaktoren m^* berechnet. Die Grundlage zur Ermittlung von m^* ist Gleichung (4-5) und der Zusammenhang für M_V und t_V (Abbildung 35, Abbildung 36). Der Korrekturfaktor k_t in Gleichung (4-5) wird über t und t_V berechnet. Die zur Ermittlung von M_V benötigte Temperaturerhöhung in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils wird mit dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Rechenmodell ermittelt. Der Zeitpunkt t der maximalen Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil wird zur Ermittlung von k_t verwendet. In einem ersten Schritt wurde die freigesetzte Masse Pyrolysegas als Masse M in Gleichung (4-5) eingesetzt. Nach DIN 18230-2 ist jedoch die gesamte in den Versuch eingebrachte Masse zu berücksichtigen. Ziel war es zunächst mit FDS den Einfluss der Masse Pyrolysegas auf den Testfaktor m^* zu untersuchen. Die verwendeten Brennstoffeigenschaften sind in Tabelle 11 zusammengestellt. Entsprechend DIN 18230-3 wurde eine maximale Wärmefreisetzung von 346 kW verwendet (Abbrand von Fichtenholz im Abbrandfaktor-Ofen).

Die Abbildung 37 zeigt den zeitabhängigen Verlauf der Wärmefreisetzungsrates, die Abbildung 38 den Temperatur-Zeit-Verlauf im Brandraum in 10 cm unter der Decke und die Abbildung 39 den Temperatur-Zeit-Verlauf in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils.

Die Ergebnisse der Brandsimulation (Abbildung 39) waren Grundlage zur Berechnung von Testfaktoren m^* . Die Ermittlung von M_V und k_t zur Berechnung von m^* erfolgte mittels des graphischen Verfahrens aus DIN 18230-2 (Abbildung 35, Abbildung 36). Tabelle 12 fasst die Ergebnisse für den Testfaktor m^* zusammen.

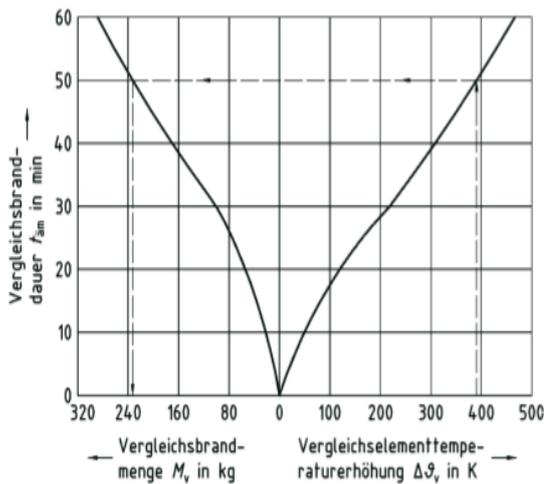


Abbildung 35: Ermittlung der Vergleichsbrandmenge M_V aus der Temperaturerhöhung [11]

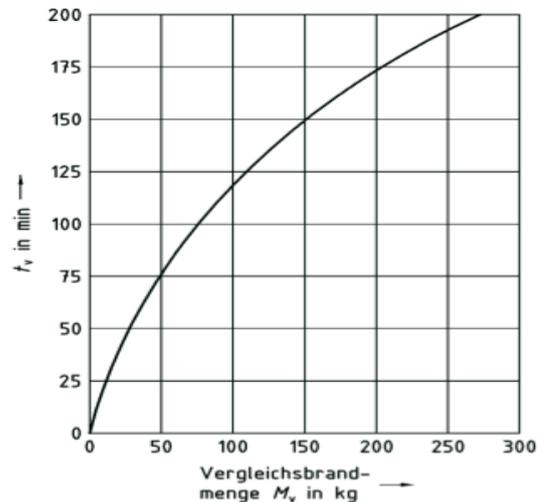


Abbildung 36: Ermittlung der Branddauer t_v aus der Vergleichsbrandmenge M_V [11]

Tabelle 11: Eigenschaften des Brennstoffs Fichtenholz und maximale Wärmefreisetzung in den Voruntersuchungen zum Testfaktor m^* aus [17], [19], [30]

Bezeichnung	Parameter
Heat of Combustion	17280 kJ/kg
CO-Yield	0,005 kg _{CO} /kg _{Brennstoff}
Ruß-Yield	0,015 kg _{Ruß} /kg _{Brennstoff}
HRR	Design Fire
HRR _{max}	346 kW
Zusammensetzung	CH _{3,584} O _{1,55}
IDEAL	„FALSE“

Tabelle 12: Berechnete Testfaktoren m^*

Simulation	m^*_{mittel}	m^*_{u}	m^*_{o}
Fichtenholz 20 kg	4,32	4,15	4,39
Fichtenholz 30 kg	4,11	4,03	4,26
Fichtenholz 60 kg	4,47	4,39	4,54

Die Ergebnisse in Tabelle 12 zeigen, dass der Wert des Testfaktors m^* nahezu unabhängig von der Masse des Brennstoffs ist.

Weil deutlich höhere Werte für m^* im Vergleich zum Abbrandfaktor ermittelt wurden, wurde der Einfluss der maximalen Wärmefreisetzungsrate, der effektiven Verbrennungswärme sowie der Einfluss der eingesetzten Gesamtmasse der Brandlast auf den Abbrandfaktor näher untersucht.

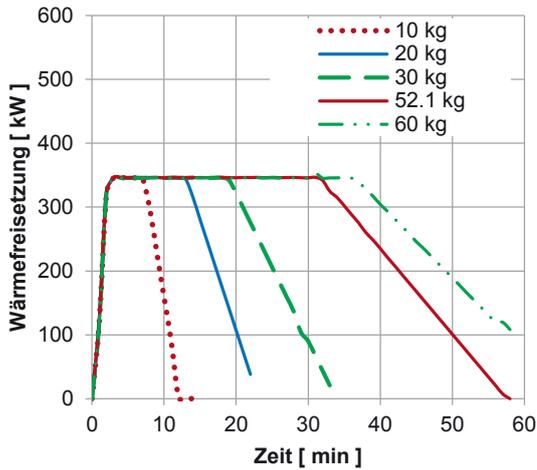


Abbildung 37: Wärmefreisetzungsrate - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz

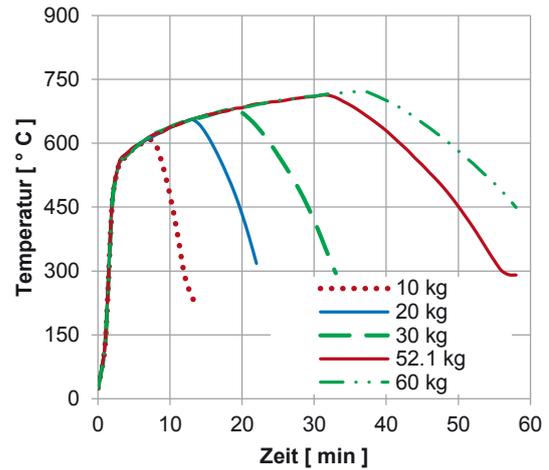


Abbildung 38: Mit FDS ermittelte Temperatur im Brandraum - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz

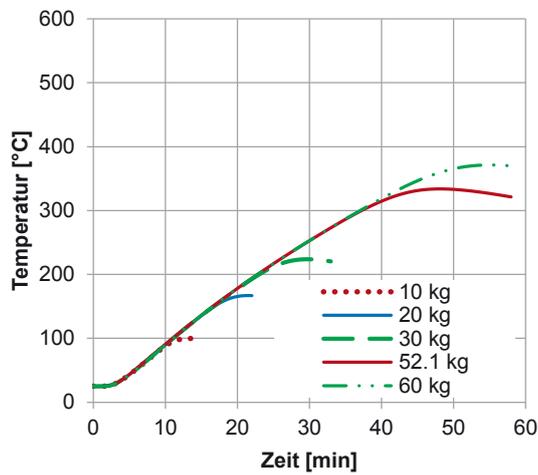


Abbildung 39: Ergebnisse der mit FDS ermittelten Temperatur im Bauteil - Abbrand von unterschiedlicher Masse Fichtenholz

In DIN 18230-3 wird für die flächenbezogene Brandleistung eine Spannweite von 259 – 346 kW/m² angegeben. Zur Untersuchung dieser Spannweite wurden zwei Simulationen mit jeweils ca. 52 kg freigesetzter Pyrolysegase durchgeführt. Abbildung 40 zeigt den Verlauf der Wärmefreisetzungsrates und Abbildung 41 den entsprechenden Temperatur-Zeit-Verlauf im Vergleichsbauteil. Im Vergleichsbauteil wird eine Temperaturerhöhung von ca. 310 K berechnet. Für die untersuchten Brandleistungen werden Werte für den Testfaktor m^* von 4,3 und 4,4 ermittelt.

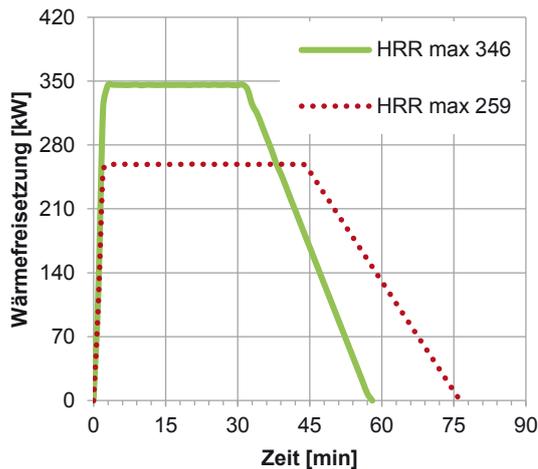


Abbildung 40: Wärmefreisetzungsrates für 52 kg Pyrolysegas nach [30] - Einfluss der maximalen Wärmefreisetzung

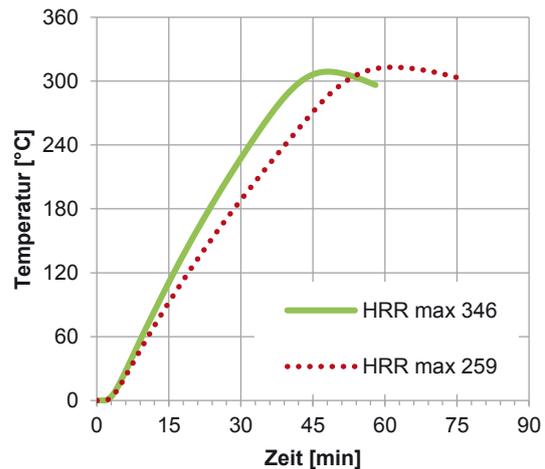


Abbildung 41: Ergebnisse für die Temperatur in 50 mm Tiefe des Vergleichsbauteils - Einfluss der maximalen Wärmefreisetzung

Bisher wurde zur Modellierung des Abbrandes von Fichtenholz im Rechenmodell ein Heizwert von $H_u = 17280$ kJ/kg und die Funktion IDEAL = "FALSE" verwendet. D.h. bei der Verbrennung wird Wärme vollständig freigesetzt. Eine unvollständige Verbrennung kann im Rechenmodell durch die Vorgabe der effektiven Verbrennungswärme berücksichtigt werden. Um für Fichtenholz eine Verbrennungseffektivität von $\chi = 0,81$ zu berücksichtigen wird $H_u = 17280$ kJ/kg mit $\chi = 0,81$ multipliziert. Damit ergibt sich eine effektive Verbrennungswärme von 13824 kJ/kg. Die mit dieser Verbrennungswärme durchgeführten Simulationen liefern für eine Masse Pyrolysegas von 38 kg und 75 kg Werte für den Testfaktor m^* von 1,82 und 1,81.

Entsprechend DIN 18230 ist der Abbrandfaktor für den Referenzstoff Fichtenholz $m = 1,0$. Der bisher für den Referenzstoff Fichtenholz berechnete Testfaktor m^* liefert Werte größer 1,0. Dies ist auf Unterschiede in der Ermittlung des Testfaktors und des Abbrandfaktor zurückzuführen. Zur Berechnung von m^* wurde bisher die Masse Pyrolysegas angesetzt und nicht die gesamte Masse Brandgut (Ausgangsmasse). Zusätzlich wurde der Korrekturfaktor k_t entsprechend DIN 18230-2 verwendet. Der Korrekturfaktor k_t soll den zeitlichen Verlauf des Abbrandes eines zu untersuchenden Stoffes berücksichtigen.

sichtigen und bewerten. Grundlage zur Berechnung von k_t ist der Zeitpunkt t der maximalen Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil. Dieser wird mit dem nach Abbildung 36 ermittelten Wert für t_v ins Verhältnis gesetzt. Für k_t gilt nach DIN 18230-2:

$$k_t = \exp \left[-0,4 \left(\frac{t}{t_v} \right) - 1 \right] \quad (4-6)$$

Für Fichtenholz wurde in DIN 18230-2 ein Wert für k_t von 1,0 festgelegt. Die Ermittlung von k_t erfolgt über das spezifische Abbrandverhalten von Fichtenholz im Abbrandfaktor-Ofen. Wie Tabelle 13 zeigt, liefern die Ergebnisse der Simulation für 75 kg Pyrolysegas ein k_t von 1,23. Dieser Wert weicht von dem in der DIN 18230-2 vorgegebenen Wert ($k_t = 1,0$) ab. Eine mögliche Erklärung für die unterschiedlichen Werte von k_t kann die Verwendung eines Design Fires anstatt eines realen Abbrands von Holzkippen sein. Bezüglich des Korrekturfaktors k_t wurde daher wie Folgenden beschrieben vorgegangen. Für die Berechnungen des Testfaktors m^* von Fichtenholz wurde wie in DIN 18230-2 der Korrekturfaktor k_t mit 1,0 vorgegeben. Die empirisch ermittelte Berechnungsvorschrift für k_t nach Gleichung (4-6) wurde beibehalten und t_v durch t_v^* ersetzt. Für das numerische Modell des Abbrandfaktor-Ofens wurden über M_v die entsprechenden t_v^* Werte ermittelt. Die Abbildung 42 zeigt den für das Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens ermittelten Zusammenhang zwischen M_v und t_v^* .

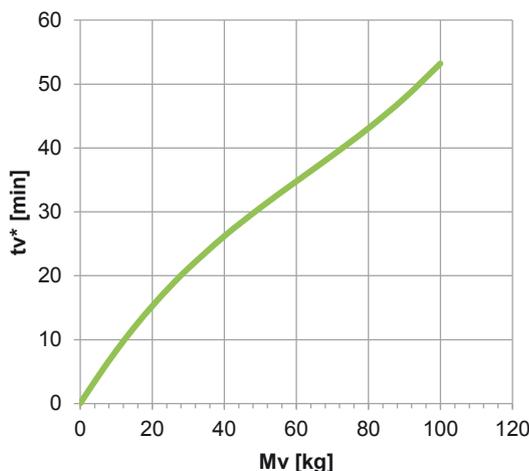


Abbildung 42: Ermittlung der Branddauer t_v^* aus der Vergleichsbrandmenge M_v

Der Einfluss des numerisch ermittelten k_t^* auf den Testfaktor m^* wurde mittels Simulation am Beispiel von Fichtenholz mit einer Freisetzung von 75 kg Pyrolysegas weiter untersucht (s. Tabelle 13). Bisher wurde zur Berechnung des Testfaktors m^* die freigesetzte Masse Pyrolysegas als Masse M in Gleichung (4-5) eingesetzt. Nach DIN 18230-2 ist jedoch die gesamte in den Versuch eingebrachte Masse zu berücksichtigen. Es ist daher eine Abschätzung zum Abbrandrückstand bzw. zur Gesamtmasse notwendig. Entsprechend [36] werden in realen Bränden üblicherweise 70 – 80 % der Gesamtmasse eines festen Brennstoffs in brennbare Gase umgesetzt. Mit dieser Größenordnung wäre

es möglich über die Masse Pyrolysegas, die im Rechenmodell vorgegeben wird, die Gesamtmasse abzuschätzen. Über diesen Ansatz zur Abschätzung der Gesamtmasse wurden weitere Testfaktoren m^* berechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 13 zusammengefasst.

Tabelle 13: Testfaktoren m^* für Fichtenholz mit einer Masse Pyrolysegas $M_{\text{Pyrolyse}} = 75 \text{ kg}$ unter Berücksichtigung der Masse Pyrolysegas, Abschätzung zur Gesamtmasse sowie dem Korrekturfaktor

Masse M	Korrekturfaktor k_t	Testfaktor m^{*5}	Abbrandfaktor m DIN 18230-3
M_{Pyrolyse}	$k_{t, \text{DIN 18230}} = 1,23^6$	1,81	
M_{Pyrolyse}		1,45	
$\frac{1}{0,8} M_{\text{Pyrolyse}}$	$k_t^* = 1,0^7$	1,16	1
$\frac{1}{0,75} M_{\text{Pyrolyse}}$		1,08	
$\frac{1}{0,7} M_{\text{Pyrolyse}}$		1,02	

4.3.4 Testfaktor m^* für den Referenzstoff Fichtenholz

Weil die Versuchsanlage zur Ermittlung von Abbrandfaktoren m nach DIN 18230-2 nicht mehr existiert, war es das Ziel dieser Forschungen ein äquivalentes Verfahren zum Abbrandfaktor m unter Verwendung der Verbrennungseffektivität und unter Berücksichtigung der Bauteilerwärmung zu erarbeiten.

Es wurde ein Testfaktor m^* definiert, dessen Berechnung in Anlehnung an die DIN 18230-2 erfolgt. Der Testfaktor m^* wird wie folgt ermittelt:

- Vorgabe eines stoffspezifisches Design Fires für die Wärmefreisetzungsrates (s. Abschnitt 4.2.3, 4.2.6, 4.3.3)
- Durchführen einer Brandsimulation und Prognose der maximalen Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil mit dem CFD-Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens (s. Abschnitt 4.2.1, 4.3.3)
- Berechnung des Testfaktors m^* nach Gleichung (4-5) und (4-6) unter Berücksichtigung des Zusammenhangs für M_v und t_v^* (s. Abbildung 42) sowie Abschätzung zur Gesamtmasse.

Erste Testfaktoren m^* wurden für den Referenzstoff Fichtenholz berechnet (s. Tabelle 13). Die verwendeten Brennstoffeigenschaften sind in Tabelle 15 zusammengestellt.

⁵ Berechnet nach Gleichung (4-5)

⁶ Berechnet nach Gleichung (4-6) unter Verwendung des Zusammenhangs aus Abbildung 36

⁷ Berechnet nach Gleichung (4-6) unter Verwendung des Zusammenhangs aus Abbildung 42

Die berechneten Werte des Testfaktors m^* für Fichtenholz liegen zwischen 1,02 und 1,16 und entsprechen damit nahezu dem Abbrandfaktor von $m = 1,0$ der DIN 18230-3 (s. Tabelle 13). Versuchsergebnisse der 70er und 80er Jahre [10] haben gezeigt, dass bei Brandversuchen mit einzelnen Krippen aus Fichtenholz die Werte für den Abbrandfaktor zwischen 0,8 und 1,2 lagen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Testfaktor m^* zeigen, dass es möglich ist Abbrandfaktoren für Fichtenholz mit dem Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens zu prognostizieren.

4.3.5 Testfaktor m^* für ausgewählte Kunststoffe

Zusätzlich wurden die Stoffe Polyurethan und Polyethylen im Rechenmodell untersucht und Testfaktoren m^* über die maximalen Temperaturerhöhungen im Vergleichsbau teil berechnet. Die ersten Ergebnisse für die Testfaktoren werden in Tabelle 14 zusammengefasst. Die verwendeten Brennstoffeigenschaften sind in Tabelle 16 zusammengestellt.

Tabelle 14: Testfaktoren m^* für Polyethylen (20 kg) und Polyurethan (80 kg) unter Berücksichtigung der Masse Pyrolysegas, Abschätzung zur Gesamtmasse sowie dem Korrekturfaktor k_t und k_t^*

Testfaktor	Polyethylen	Polyurethan
$m^* (k_t^*), \frac{1}{0,8}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,65	0,31
$m^* (k_t^*), \frac{1}{0,75}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,61	0,26
$m^* (k_t^*), \frac{1}{0,7}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,57	0,26
$m^* (k_t), \frac{1}{0,8}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,91	0,53
$m^* (k_t), \frac{1}{0,75}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,85	0,5
$m^* (k_t), \frac{1}{0,7}M_{\text{Pyrolyse}}$	0,79	0,47
Abbrandfaktor DIN 18230-3	Polyethylen	Polyurethan
m	0,8	0,2
Korrekturfaktor	Polyethylen	Polyurethan
k_t^*	0,85	0,56
k_t	1,19	0,99

Tabelle 15: Brennstoffeigenschaften des Referenzstoffs Fichtenholz bei der Ermittlung von m^*

Bezeichnung	Parameter
Heizwert	17280 kJ/kg
Verbrennungseffektivität	0,81 ⁸
Effektive Verbrennungswärme	13824 kJ/kg
CO-Yield	0,005 kg _{CO} /kg _{Brennstoff}
Ruß-Yield	0,015 kg _{Ruß} /kg _{Brennstoff}
HRR	Design Fire
HRR _{max}	346 kW
Zusammensetzung	CH _{3,584} O _{1,55}
IDEAL	„FALSE“

Tabelle 16: Brennstoffeigenschaften von Polyethylen und Polyurethan für die Ermittlung von m^*

Bezeichnung	Stoffkennwerte			
	Brennstoff	Fichtenholz	Polyethylen	Polyurethan
Heizwert [kJ/kg]		17280	43920 ⁹	24120 ⁹
Verbrennungseffektivität		0,81 ¹⁰	0,835 ¹¹	0,73 ¹²
Effektive Verbrennungswärme [kJ/kg]		13824	36673	17600
CO-Yield [kg _{CO} /kg _{Brennstoff}]		0,005	0,056 ¹¹	0,01 ¹¹
Ruß-Yield [kg _{Ruß} /kg _{Brennstoff}]		0,015	0,02 ¹¹	0,131 ¹¹
HRR _{max} [kW]		346	382 ⁹	289 ⁹
Zusammensetzung		CH _{3,584} O _{1,55}	C ₂ H ₄	CH _{1,74} O _{0,323}

⁸ [33]

⁹ [30]

¹⁰ [33]

¹¹ [34]

¹² [33]

5 Zusammenfassung der Ergebnisse und weitere Vorgehensweise

In Deutschland erfolgt die Brandlastberechnung nach DIN 18230-1 unter Anwendung des Abbrandfaktors m . Der Abbrandfaktor m ist ein dimensionsloser Beiwert mit dem die Brandlast eines Stoffes oder Stoffgemisches bewertet wird. Neben dem Brandverhalten des Stoffes berücksichtigt er das Temperatur-Zeit-Verhalten im Bauteil.

Weil die einzige in Deutschland verfügbare Prüfapparatur zur experimentellen Ermittlung von Abbrandfaktoren abgeschafft wurde, sollte geprüft werden, ob und in wie weit die Verbrennungseffektivität ergänzend zum Abbrandfaktor m für Brandlastberechnungen nach DIN 18230 angewendet werden kann. Allerdings beschreibt die Verbrennungseffektivität nur den verringerten Energieumsatz von Stoffen im Brandraum. Folglich muss ein Verfahren erarbeitet werden, dass ergänzend zur Brandlastberechnung, unter Anwendung der Verbrennungseffektivität, das Temperatur-Zeit-Verhalten in einem brandbelastenden Bauteil berücksichtigt, um zu einer Aussage über die äquivalente Branddauer zu gelangen.

Die Erarbeitung eines äquivalenten Verfahrens zum Abbrandfaktor m unter Verwendung der Verbrennungseffektivität und unter Berücksichtigung der Bauteilerwärmung war daher Gegenstand dieses Forschungsvorhabens.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden Übersichten zu temperaturabhängigen Stoffkennwerten, Brandszenarien und Brandräumen erstellt und numerische Untersuchungen zum Temperatur-Zeit-Verlauf im Brandraum als auch im Bauteil des Abbrandfaktor-Ofens durchgeführt.

Weil aus den Brandversuchen zum Abbrandfaktor-Ofen in den 70er und 80er Jahren nicht alle Randbedingungen und Stoffkennwerte für die Modellierung bekannt waren, wurde im Rahmen von Sensitivitätsanalysen der Einfluss verschiedener Parameter auf die Temperatur-Zeit-Verläufe im Brandraum als auch im Bauteil untersucht. Diese Parameter umfassen z.B. die Masse des Brennstoffes, die Wärmefreisetzungsrate und die Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion.

Die Prognose von Temperatur-Zeit-Verläufen in Brandräumen und Bauteilen setzt genaue Kenntnisse der temperaturabhängigen Stoffkennwerte voraus. Insbesondere die Stoffkennwerte der Umfassungskonstruktion waren in den Unterlagen zur DIN 18230 nicht umfassend dokumentiert, so dass hier auf Stoffkennwerte aus der Literatur [7] und [8] zurückgegriffen wurde. Die Ergebnisse der Untersuchung haben gezeigt, dass die aus der Literatur gewählten Stoffkennwerte für Feuerleichtstein „Contherm“ geeignet sind die Umfassungskonstruktion des Abbrandfaktor-Ofens zu beschreiben.

Zusätzlich zeigte sich in Bezug auf die Prognose des Temperatur-Zeit-Verlaufs im Brandraum als auch im Bauteil, dass die im Zusammenhang mit der Erarbeitung des

Abbrandfaktor-Verfahren in den 70er Jahren gemessenen Sauerstoffkonzentrationen, wegen nicht ausgewiesener Messunsicherheiten, ungeeignet sind Wärmefreisetzungsraten zu berechnen und diese als Randbedingungen in CFD-Modellen zu verwenden.

Um nicht auf die im Abbrandfaktor-Ofen gemessenen Werte für z.B. die Sauerstoffkonzentration zurückgreifen zu müssen, erfolgte die Beschreibung der zeitabhängigen Wärmefreisetzungsraten über ein stoffspezifische Design Fire, das sich auf Stoffkennwerte aus der Literatur stützt. Dazu wurden zur Modellierung des Abbrandes, die Ausbreitungsgeschwindigkeit, die maximale Wärmefreisetzung, der Heizwert sowie die Verbrennungseffektivität der jeweiligen Stoffe verwendet.

In Anlehnung an die DIN 18230-2 wurde ein Verfahren zur Ermittlung von Testfaktoren m^* erarbeitet. Der Testfaktor m^* wird wie folgt ermittelt:

- Vorgabe eines stoffspezifisches Design Fires für die Wärmefreisetzungsraten
- Durchführen einer Brandsimulation und Prognose der maximalen Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil mit dem CFD-Rechenmodell des Abbrandfaktor-Ofens
- Berechnung des Testfaktors m^* in Anlehnung an die DIN 18230-2 unter Berücksichtigung des Zusammenhangs für M_v und t_v^* sowie Abschätzung zur Gesamtmasse.

Die Ergebnisse zeigen, dass die ermittelten Testfaktoren m^* unabhängig von der Masse des eingesetzten Brennstoffs sind. Die für Fichtenholz berechneten Werte des Testfaktors m^* liegen zwischen 1,02 und 1,16 und entsprechen damit nahezu dem Abbrandfaktor von $m = 1,0$ nach DIN 18230-3. Für Fichtenholz liegen die Werte für m^* auf der sicheren Seite. Die für die untersuchten Kunststoffe ermittelten Testfaktoren m^* liefern in Bezug auf die DIN 18230-3 Werte in ähnlicher Größenordnung. Bedürfen jedoch in Bezug auf k_t^* , t_v^* und die den verwendeten Stoffkennwerten zugrundeliegenden Annahmen weiterer Untersuchungen.

Das vorliegende Verfahren ist geeignet zukünftig Abbrandfaktoren mit dem Rechenmodell abzuschätzen und eine Entscheidungsfindung zu unterstützen.

Literaturverzeichnis

- [1] Schneider, U.: Ingenieurmethoden im Brandschutz. 2.Auflage, Werner Verlag, 2009
- [2] Joel H. Ferziger, Milovan Perić: Numerische Strömungsmechanik. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg 1991
- [3] Knaust, C.: Modellierung von Branszenarien. Fakultät für Bauingenieurwesen. <http://www.ub.tuwien.ac.at/diss/AC05039827.pdf>, Dissertation. TU Wien, 2009
- [4] ANSYS: Mechanical User's Guide Release 16.0, Southpoint, Januar 2015
- [5] Routschka, G.: Thermal Conductivity of Refractory Castables, INTERCERAM, No. 3, Bonn, 1988
- [6] Schulle, W.: Bestimmung und Bewertung der Wärmeleitfähigkeit von Feuerbeton-Fertigbauteilen, Silikattechnik 22, Heft 11, 1971
- [7] Wolfshöfer Tonwerke GmbH & Co. KG , HBO+ -Schamotte, Neuenkirchen am Sand, <http://wolfshöhe.de/>, 2011
- [8] Contherm Wärmedämmsysteme GmbH, Contherm FL 27, Neuenstein, <http://www.contherm.de/>, 2009
- [9] Eisenwerk Hasenclever & Sohn GmbH: Werkstoffdatenblatt Hitzebeständiger Stahlguss GX40CrNiSi (Nr. 1.4848), <http://www.hasenclever.com/>, 2007
- [10] Klingelhöfer, H. G.: Entwicklung eines Prüfverfahrens zur Bewertung der Brandlasten in Industriebauten – Bewertungsfaktor „m“ DIN 18230; Abschlussbericht. Juni 1972
- [11] DIN 18230-2 – Baulicher Brandschutz im Industriebau; Teil 2: Ermittlung des Abbrandverhaltens von Materialien in Lageranordnung – Werte für den Abbrandfaktor m. Berlin, Januar 1999
- [12] Ueberal, T., Schneider, U., Kersken-Bradley, M., Max, U.: Bewertung von Brandlasten in größeren Räumen. Zusammenfassender Abschlussbericht, Februar 1992
- [13] Schneider, U.: Stand der Beratungen zum Abbrandfaktor m nach DIN 18230 Teil 2. TU Wien, September, 1992
- [14] Schneider, U., Lebeda, C.: Bewertung des Abbrandverhaltens von Stoffen und Lagergütern. vfdb-Zeitschrift 3/98, S. 100-113, 1998
- [15] Karapcanski, N.und Tabakov, S.: Entwicklungstendenzen bei der Anwendung von Feuerbetonen, Silikattechnik 33, Heft 6, S. 165-167, 1982
- [16] Routschka, G. und Majdic, A.: Feuerfeste Baustoffe für die Zementindustrie im Spiegel der Literatur, Zement-Kalk-Gips – Nr. 10, 1974
- [17] Gottuk, D. T. und Lattimer, B.Y.: Effect of Combustion Conditions on Species Production. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition. Quincy, Massachusetts: National Fire Protection Association Press, 2002

- [18] Walton, W. D. und Thomas, P. H.: Estimating Temperatures in Compartment Fires. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition. Quincy, Massachusetts: National Fire Protection Association Press, 2002
- [19] Tewarson, A.: Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition. Quincy, Massachusetts: National Fire Protection Association Press, 2002
- [20] NIST National Institute of Standards and Technology: CFAST – Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 6) Technical Reference Guide, 2013
- [21] NIST National Institute of Standards and Technology: Fire Dynamics Simulator User's Guide, 2014
- [22] NIST National Institute of Standards and Technology: Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 1: Mathematical Model, 2014
- [23] NIST National Institute of Standards and Technology: CFAST – Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 6) User's Guide, 2013
- [24] Galaj, J. und Tusnio, N.: Validation of popular zone and field models using the results of full-scale fire tests with polyurethane foame, Modern Building materials, structures and techniques, The 10th International Conference, Mai 2010.
- [25] Hosser, D.: Positionspapier Zur Übertragbarkeit von m-Faktoren nach DIN 18230 Teil 2 auf reale Brandsituationen, Braunschweig, 1992
- [26] ISO 5660-1 – Reaction-to-fire tests – Heat release, smoke production and mass loss rate; Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method). Genf, CH: International Organization for Standardization, 2002
- [27] DIN EN 13823 – Prüfung zum Brandverhalten von Bauprodukten: Thermische Beanspruchung durch einen einzelnen brennbaren Gegenstand für Bauprodukte mit Ausnahme von Bodenbelägen. Berlin, Juni 2002
- [28] DIN EN 1991-1-2 / Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke, 2010
- [29] Schneider, U. et al.: Ingenieurmethoden im Baulichen Brandschutz - Grundlagen, Normung, Brandsimulation, Materialdaten und Brandsicherheit, expert Verlag, 2014
- [30] DIN 18230-3: 2002-08 - Baulicher Brandschutz im Industriebau Teil 3: Rechenwerte, 2002
- [31] Dobbernack, R.: Auswertung zur spezifischen Abbrandrate der vorliegenden m-Faktor Versuche (8m³ und 63 m³) und Erweiterung der Tabelle, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) TU Braunschweig, 1995
- [32] Verein Deutscher Ingenieure und VDI-Gesellschaft und Chemieingenieurwesen: VDI Wärmeetlas, Springer-Verlag GmbH, 2006

- [33] Knaust, C. und Kusche, C.: Entwicklung eines Verfahrens zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität für Brandlastberechnungen, Forschungsinitiative Zukunft Bau, 2013
- [34] Fouad, N. A.: Bauphysik Kalender - Brandschutz, Ernst & Sohn Verlag, 2011
- [35] Blume, G. W.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten, TU Braunschweig, Dissertation, 2003
- [36] Karlsson, B., Quintiere, J. G.: Enclosure Fire Dynamics. Boca Raton: CRC Press, 2000
- [37] DIN SPEC 18230-4: Baulicher Brandschutz im Industriebau – Teil 4: Brandsimulation, 2015