

**Überprüfung der Anwendbarkeit
von alternativen Ansätzen nach
Eurocode 1 Teil 1-2 zur Festlegung
von Brandschutzanforderungen bei
Gebäuden**

T 3108

T 3108

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2006, ISBN 3-8167-7055-X

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.IRBbuch.de

SCHLUSSBERICHT

Überprüfung der Anwendbarkeit von alternativen Ansätzen nach Eurocode 1 Teil 1-2 zur Festlegung von Brandschutzanforderungen bei Gebäuden

(Aktenzeichen ZP 52-5-3.83-1041/03)

im Auftrag des
Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt)
Kolonnenstraße 30 L, 10829 Berlin

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser
Dipl.-Ing. Björn Kampmeier
Dr.-Ing. Jochen Zehfuß

Dezember 2004

INHALT

	Seite
Vorbemerkung	0-3
Zusammenfassung	0-5
Abstract	0-6
Version abrégée	0-7
1 PARAMETRISCHE TEMPERATURZEITKURVEN (ANHANG A)	1-1
1.1 Übersicht	1-1
1.2 Hintergrundinformationen	1-1
1.2.1 Parametrische Temperaturzeitkurven im Eurocode	1-1
1.2.2 Allgemeines	1-3
1.2.3 Realbrandkurven	1-4
1.2.4 Validierung	1-11
1.2.5 Anwendungshilfen	1-13
1.3 Anwendungsbeispiele	1-17
1.3.1 Allgemeines	1-17
1.3.2 Anwendungsbeispiel 1 – Brand in mittelgroßem Büroraum	1-18
1.3.3 Anwendungsbeispiel 2 – Brand in Büroraum	1-21
1.3.4 Anwendungsbeispiel 3 – Büroraum	1-23
1.3.5 Anwendungsbeispiel 4 – Wohnraum	1-27
1.3.6 Anwendungsbeispiel 5 – Brand mit sukzessiver Brandausbreitung	1-28
1.4 Fazit	1-32
1.5 Literaturhinweise	1-33
2 AUSSENLIEGENDE BAUTEILE (ANHANG B)	2-1
2.1 Übersicht	2-1
2.2 Hintergrundinformationen	2-1
2.3 Beispiel	2-6
2.4 Fazit	2-9
2.4 Literaturhinweise	2-10
3 LOKALE BRÄNDE (ANHANG C)	3-1
3.1 Übersicht	3-1
3.2 Hintergrundinformationen	3-1
3.3 Beispiele und Vergleichsrechnungen	3-8
3.4 Fazit	3-15
3.5 Literaturhinweise	3-16

4	ERWEITERTE BRANDMODELLE (ANHANG D)	4-1
4.1	Übersicht	4-1
4.2	Hintergrundinformationen	4-1
4.2.1	Ein-Zonen-Modell	4-1
4.2.2	Zwei-Zonen-Modell	4-4
4.2.3	Feldmodell	4-6
4.3	Vergleich	4-6
4.4	Fazit	4-7
4.5	Literaturhinweise	4-8
5	BRANDLASTDICHTEN UND ENERGIEFREISETZUNGSRATE (ANHANG E)	5-1
5.1	Übersicht	5-1
5.2	Hintergrundinformationen	5-1
5.2.1	Brandlastdichten	5-1
5.2.2	Energiefreisetzungsrates und Heizwert	5-2
5.2.3	Berücksichtigung des Flashover	5-5
5.2.4	Raumzellenbrände	5-6
5.2.5	Anwendungshilfen	5-7
5.3	Anwendungsbeispiele	5-10
5.4	Fazit	5-10
5.5	Literaturhinweise	5-10
6	ÄQUIVALENTE BRANDDAUER (ANHANG F)	6-1
6.1	Übersicht	6-1
6.2	Hintergrundinformationen	6-1
6.3	Anwendungsbeispiele	6-3
6.4	Fazit	6-3
6.5	Literaturhinweise	6-4
7	KONFIGURATIONSFAKTOR (ANHANG G)	7-1
7.1	Übersicht	7-1
7.2	Hintergrundinformationen	7-1
7.3	Beispiele und Vergleichsrechnungen	7-3
7.4	Fazit	7-7
8	ZUSAMMENFASSUNG, SCHLUSSFOLGERUNGEN UND AUSBLICK	8-1

VORBEMERKUNG

Zielsetzung dieses Forschungsvorhabens

Dieses DIBt-Forschungsvorhaben zu den Alternativen Ansätzen für die Brandwirkungen auf Bauteile und Tragwerke im Eurocode 1 Teil 1-2 steht im Zusammenhang mit mehreren Forschungsvorhaben, die sich mit den brandschutztechnischen Nachweisverfahren für die unterschiedlichen Baustoffe in den prEN-Fassungen der Eurocode-Brandschutzteile und deren Gleichwertigkeit mit den bisher in Deutschland geltenden Regelungen der DIN 4102 Teil 4 auseinandersetzen.

Dabei kommt dem Eurocode 1 insofern eine Sonderrolle zu, als er neben der standardisierten Brandbeanspruchung nach der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) noch zwei weitere standardisierte Temperaturzeitkurven sowie sogenannte alternative Brandbeanspruchungen vorsieht. Diese im Prinzip bereits in der ENV-Fassung enthaltenen alternativen Brandbeanspruchungen wurden im Nationalen Anwendungsdokument zur DIN V ENV 1991-2-2 für die Anwendung in Deutschland praktisch ausgeschlossen, weil damit die bauaufsichtlichen Brandschutzanforderungen nach den Landesbauordnungen und Sonderbauvorschriften verändert werden konnten. Lediglich für besondere Fälle wurde eine Anwendung mit ausdrücklicher Zustimmung der Bauaufsichtsbehörde erlaubt mit der Auflage, dass die entsprechenden Nachweise von einem hierfür qualifizierten Prüfenieur geprüft werden.

Diese sehr restriktive Handhabung der im Eurocode 1 Teil 1-2 wiederum enthaltenen und zum Teil weiter entwickelten alternativen Ansätze zur Festlegung der Brandwirkungen wird inzwischen nicht mehr als zeitgemäß empfunden. Daher soll in diesem Forschungsvorhaben untersucht werden, auf welchen Grundlagen die alternativen Festlegungen beruhen und wie sie sich im Vergleich zur bisherigen Praxis bei brandschutztechnischen Begutachtungen von Sonderbauten auf das brandschutztechnische Sicherheitsniveau auswirken.

Dokumentation in diesem Abschlussbericht

Der vorliegende Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben untersucht in den Abschnitten 1 bis 7 die in den informativen Anhängen A bis G zur DIN EN 1991-1-2 beschriebenen alternativen Ansätze zur Festlegung der Brandwirkungen. Hierbei wird jeweils ein kurzer Überblick über das im entsprechenden Anhang geregelte Verfahren und ggf. den zugehörigen Anwendungsbereich vorangestellt. Anschließend werden die Grundlagen des jeweiligen Verfahrens dargestellt und kommentiert. Wenn die Grundlagen unvollständig, nicht plausibel oder gar widersprüchlich sind, wird auf die erforderlichen Ergänzungen hingewiesen, eine Einschränkung der Anwendung empfohlen oder aber ein besser fundiertes alternatives Verfahren für die nationale Anwendung vorgeschlagen.

Die Auswirkungen der jeweiligen alternativen Ansätze für die Brandwirkungen werden an Beispielen aufgezeigt.

Aus der Beurteilung der Grundlagen des alternativen Ansatzes und der Anwendungsbeispiele werden in einem „Fazit“ Hinweise für die Erstellung des Nationalen Anhangs zum Eurocode 1 Teil 1-2 abgeleitet. Auf die Vorformulierung von Texten für den Nationalen Anhang wird aber verzichtet, um der von der Fachkommission Bautechnik eingesetzten Arbeitsgruppe Brandschutzbemessungsnormen nicht vorzugreifen.

Regelungen im Haupttext der DIN EN 1991-1-2

Die vorliegende DIN EN 1991-1-2 in der Ausgabe von September 2003 ist die konsequente Fortschreibung der Vornorm DIN V ENV 1991-2-2 in der Ausgabe von Mai 1997. In einem vom DIBt geförderten Forschungsvorhaben wurde die Gleichwertigkeit der brandschutztechnischen Nachweise dieser Vornorm in Verbindung mit den baustoffbezogenen Bemessungsnormen DIN V ENV 1992-1-2, 1993-1-2, 1994-1-2 und 1995-1-2 mit der bisher in Deutschland geltenden Regelungen der DIN 4102 Teil 4 nachgewiesen. Die Ergebnisse des Forschungsvorhabens sind in [1] zusammenfassend dargestellt. Gegenüber den dort zum Eurocode 1 gemachten Aussagen besteht auch aus heutiger Sicht kein Änderungsbedarf.

Die im Vorwort der DIN EN 1991-1-2 genannten nationalen Festlegungen werden zu einem späteren Zeitpunkt von der Arbeitsgruppe Brandschutzbemessungsnormen festgelegt. Hierzu dienen die in den nachfolgenden Abschnitten unter Fazit zusammengefassten Hinweise ebenso als Grundlage wie die Hinweise aus den weiteren Forschungsvorhaben zu den baustoffbezogenen Nachweisen, z. B. in Bezug auf die Ermittlung der Bauteilerwärmung.

Literaturhinweis

- [1] Beuth-Kommentare (Hrsg.: DIN und D. Hosser): Brandschutz in Europa – Bemessung nach Eurocodes; Beuth Verlag GmbH; 1.Auflage 2000

KURZFASSUNG

Das Forschungsvorhaben untersucht die in prEN 1991-1-2 (Eurocode 1 Teil 1-2) in Verbindung mit den Informativen Anhängen A bis F geregelten bzw. beschriebenen alternativen Ansätze zur Festlegung der Brandwirkungen im Rahmen der brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen und Tragwerken. Hierbei wird jeweils ein kurzer Überblick über das geregelte Verfahren und ggf. den genannten Anwendungsbereich vorangestellt. Anschließend werden die Grundlagen des jeweiligen Verfahrens dargestellt und kommentiert. An typischen Beispielen aus dem vorgesehenen Anwendungsbereich werden schließlich die Auswirkungen des alternativen Ansatzes für die Brandwirkungen auf die brandschutztechnische Bemessung aufgezeigt und anhand der bisherigen Praxis in Deutschland bewertet. Nur unter der Voraussetzung, dass das bisherige Sicherheitsniveau im Brandschutz nicht grundsätzlich verändert wird, dürfen die Informativen Anhänge zur Anwendung in Deutschland freigegeben werden.

Die parametrischen Temperaturzeitkurven in Eurocode 1 Teil 1-2, Anhang A (Parameterkurven) wurden empirisch entwickelt und haben keinen Bezug zu dem im Anhang E definierten Bemessungsbrand. Diese Lastannahme ist für die Anwendung in Deutschland ungeeignet. Stattdessen wird ein vereinfachtes Brandmodell vorgeschlagen, das vom Brandzenario über den Bemessungsbrand bis zum Temperaturzeitverlauf konsistent formuliert ist und mit relativ geringem Aufwand (Tabellenkalkulation) angewendet werden kann.

Der Anhang B (Außenliegende Bauteile) und der Anhang C (Lokale Brände) sind durch Vergleich mit Versuchsergebnissen bzw. Feldmodell-Rechnungen bestätigt worden. Somit steht einer Anwendung in Deutschland nichts entgegen.

Erweiterte (allgemeine) Brandmodelle gemäß Anhang D werden in deutschen Ingenieurbüros bei Brandschutzgutachten und Brandschutzkonzepten seit langem angewendet und sind international anerkannt. Bei ausreichenden Kenntnissen der Benutzer bezüglich der jeweiligen Grundlagen bestehen gegen die Anwendung auch in Zukunft keine Bedenken.

Die im Anhang E angegebenen grundlegenden Annahmen zum Bemessungsbrand stehen im Einklang mit dem internationalen Stand der Technik, so dass gegen Ihre Anwendung in Deutschland keine Bedenken bestehen. Das dort ebenfalls vorgeschlagene Sicherheitskonzept mit einer Vielzahl von Einzelfaktoren, die beliebig kombinierbar sind, ist von den Grundlagen her zweifelhaft und inkonsistent und soll für Deutschland außer Kraft gesetzt werden. Hierfür ist ein alternatives Sicherheitskonzept erforderlich, wie es im Entwurf des vfdb-Leitfadens „Ingenieurmethoden des Brandschutzes“ beschrieben, jedoch noch nicht für alle Anwendungsbereiche ausgearbeitet ist. Hier besteht noch dringender Forschungsbedarf.

Der Anhang F (Äquivalente Branddauer) beschreibt ein Verfahren, das im Prinzip der DIN 18230-1 für den Industriebau entspricht, aber für andere Anwendungsbereiche verallgemeinert wurde. Da die Regelungen für den Industriebau teilweise von DIN 18230-1 abweichen und die Übertragbarkeit auf andere Anwendungsbereiche nicht nachgewiesen ist, sollte der Anhang F für Deutschland außer Kraft gesetzt werden.

Das Verfahren zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors (Anhang G) beruht auf physikalisch richtigen Grundsätzen. Einer Anwendung in speziellen Fällen steht nichts entgegen.

Die vorstehenden Schlussfolgerungen aus der Überprüfung der alternativen Ansätze zur Festlegung der Brandeinwirkungen im Eurocode 1 Teil 1-2 und den Informativen Anhängen werden in die Beratungen der Arbeitsgruppe „Brandschutzbemessungsnormen“ der Fachkommission Bautechnik eingebracht und dienen dort als Grundlage für die Erarbeitung des Nationalen Anhangs zur DIN EN 1991-1-2.

ABSTRACT

The research project deals with prEN 1991-1-2 (Eurocode 1 part 1-2) and its informative annexes A to G, which describe alternative methods for defining the fire exposure in the framework of an engineering fire safety design of structural elements and systems. For each of the alternative methods a short overview about the procedure and the proposed range of application is given. There after some background information on the physical basis is discussed. Finally the method is applied to typical design examples and the results are compared to those according to the German practice. Only under the presupposition that the present safety level of fire protection will not be changed, the informative appendixes can be accepted for application in Germany.

The parametric temperature–time curves in annex A are developed empirically and do not rely on the design fire defined in annex E. Therefore this load assumption is not appropriate for the application in Germany. Instead of this another simplified fire model is proposed which is consistently derived from a fire scenario and design fire and can be applied easily (e. g. using spread sheet calculation).

The annex B (External structures) and C (Local fires) are validated by comparison with fire tests and numerical fire simulations by field models. These annexes can be accepted in Germany.

General fire models according to annex D are applied by German fire protection consultants since many years and are accepted in the international practice. If the users of such models have enough knowledge and experience in fire physics and fire modelling, there are no objections against an application of this annex in the future.

The basic assumptions on design fires in annex E agree with the international state of the art and can be applied in Germany, too. Contrary to that, the safety concept given also in this annex is not acceptable because it combines a multitude of empirical factors in an arbitrary and inconsistent way. Instead of this, an alternative safety concept is needed, which is described in the draft vfdb guidelines “Methods of fire safety engineering” but is not yet generalized for all ranges of application. Additional research is needed to finalize this work.

The annex F describes a similar method as is given in DIN 18230-1 for industrial buildings which has been generalized also for other applications. This method should not be accepted in Germany because it differs from DIN 18230-1 and the generalization for other applications is not verified.

The method to determine the configuration factor (annex G) has an appropriate physical basis and might be useful in special cases.

The main conclusions of the investigation of alternative methods for defining the fire exposure in Eurocode 1 part 1-2 and its informative annexes will be discussed in the working group “Standards for fire protection design” of the “Fachkommission Bautechnik” and will be a basis for the elaboration of the National Annex to DIN EN 1991-1-2.

VERSION ABREGEE

Le projet de recherche examine les approches alternatives visant la définition des effets d'incendies dans le cadre du dimensionnement des éléments et des structures portantes réglées respectivement décrites dans la norme prEN 1991-1-2 (Eurocode 1 partie 1-2) en relation avec les annexes informatives A à F au niveau de la protection contre les incendies. Dans ce cas, un court aperçu sur le procédé réglé et éventuellement sur le champ d'application cité est placé en tête. Ensuite, les bases fondamentales du procédé respectif sont présentées et commentées. Les conséquences de l'approche alternative des effets d'incendies sur le dimensionnement au niveau de la protection contre les incendies sont enfin précisées pour des exemples typiques du champ d'application prévu et évaluées au moyen de la pratique en Allemagne jusqu'à présent. Les annexes informatives visant l'application en Allemagne ne peuvent être relâchées que sous la condition que le niveau de sécurité présent pour la protection contre l'incendie ne soit pas modifié principalement.

Les courbes température/temps paramétriques dans l'Eurocode 1 partie 1-2, annexe A (courbes paramétriques) ont été développées empiriquement et n'ont aucun rapport avec l'incendie de dimensionnement défini dans l'annexe E. Cette charge admise est inadéquate pour l'application en Allemagne. Toutefois, un modèle d'incendie simplifié est proposé, qui est formulé avec cohérence du scénario d'incendie par l'incendie de dimensionnement jusqu'au procédé température/temps et peut être appliqué avec une dépense relativement faible (tableau de calcul).

L'annexe B (éléments externes) et l'annexe C (incendies locaux) ont été confirmées par une comparaison avec des résultats d'essais respectivement des modèles de calcul de champ. Ainsi, rien ne s'oppose à une application en Allemagne.

Des modèles (généraux) d'incendies étendus conformément à l'annexe D sont appliqués depuis longtemps par les bureaux d'étude allemands pour des expertises concernant la protection contre l'incendie et pour des concepts de protection contre l'incendie et sont reconnus au niveau international. Avec des connaissances suffisantes concernant les bases fondamentales respectives des utilisateurs, aucun doute n'existe contre l'application même dans l'avenir.

Les hypothèses fondamentales pour l'incendie de dimensionnement indiquées dans l'annexe E sont compatibles avec le niveau de technique international actuel, de sorte qu'aucun doute n'existe quant à leur application en Allemagne. Le concept de sécurité également proposé là avec une multiplicité de facteurs particuliers combinables à volonté est douteux des bases fondamentales et inconsistant et doit être abrogé pour l'Allemagne. Pour cela un concept de sécurité alternatif est nécessaire, comme l'étude du manuel vfdb « Méthodes d'ingénieur de la protection contre l'incendie » l'a décrit, qui n'est toutefois pas encore élaboré pour tous les champs d'application. Un besoin urgent de recherche existe encore.

L'annexe F (durée d'incendie équivalente) décrit un procédé qui correspond en principe à la norme DIN 18230-1 pour le bâtiment industriel, toutefois généralisée pour d'autres champs d'application. Puisque les règlements pour le bâtiment industriel dévient en partie de la norme DIN 18230-1 et que la transmissibilité sur d'autres champs d'application n'est pas prouvée, l'annexe F devrait être abrogée pour l'Allemagne.

Le procédé de disposition du facteur de configuration (annexe G) est basé sur des principes physiquement corrects. Rien ne s'oppose à une application dans des cas spéciaux.

Les conclusions précédentes de l'examen des approches alternatives à la définition des effets d'incendie dans l'Eurocode 1, partie 1-2 et les annexes informatives sont présentées dans les consultations du groupe de travail « Normes de dimensionnement de protection contre l'incendie » de la commission d'experts technique du bâtiment et servent là comme base pour l'élaboration de l'annexe nationale de la norme DIN EN 1991-1-2.

1 PARAMETRISCHE TEMPERATURZEITKURVEN (ANHANG A)

1.1 Übersicht

Der Eurocode 1 Teil 1-2 unterscheidet zwischen vereinfachten und allgemeinen Naturbrandmodellen (Abschnitt 4). Bei den vereinfachten Brandmodellen handelt es sich um Näherungsverfahren, mit denen in einer einfachen Handrechnung bzw. Tabellenkalkulation der Temperaturzeitverlauf eines natürlichen Brandes in Abhängigkeit der wesentlichen physikalischen Eingangsgrößen wie Brandlastdichte und Ventilationsbedingungen berechnet werden kann. Grundlage für die Naturbrandmodelle sollte ein reales Brandszenario und ein zugehöriger Bemessungsbrand sein. Der den Bemessungsbrand repräsentierende Verlauf der Energiefreisetzungsrates wird in den Erläuterungen zu Anhang E in Abschnitt 5 beschrieben.

1.2 Hintergrundinformationen

1.2.1 Parametrische Temperaturzeitkurven im Eurocode

1.2.1.1 Allgemeines

In Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang A werden parametrische Temperaturzeitkurven (im Folgenden kurz Parameterkurven genannt) angegeben, mit denen der Brandverlauf für kleine und mittlere Räumen vereinfacht berechnet werden kann. Neben der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor gehen die Eigenschaften der Umfassungsbauteile ein. Die Parameterkurven basieren auf dem von Magnusson und Thelandersson in [1-1] veröffentlichten Verfahren, mit dem in Abhängigkeit von der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor der Temperaturzeitverlauf im Brandraum aus Tabellen bzw. Diagrammen abgelesen werden kann. Das Verfahren [1-1] gilt nur für ventilationsgesteuerte Brände.

Hinsichtlich der Beschreibung eines realistischen Brandverlaufs weisen die Parameterkurven Defizite auf und werden in der Literatur kritisch diskutiert [1-2], [1-3], [1-4], [1-5]. Die Kritik der Parameterkurven betrifft vornehmlich den zeitlichen Verlauf der Temperatur. Die Parameterkurven beschreiben lediglich die Vollbrandphase mit einer im gesamten Brandraum gleichförmigen Temperaturverteilung, die Temperaturen steigen zu Beginn extrem stark an. Die Brandentwicklungsphase bzw. Brandentstehungsphase wird nicht berücksichtigt. Brandversuche zeigen jedoch, dass sich auch in kleineren Brandräumen mit „normaler“ Nutzung (Möbiliar) ein Brand zunächst entwickelt. Die Brandausbreitungsgeschwindigkeit liegt bei mittleren Verhältnissen, wie sie bei Wohn- und Büronutzungen in der Regel vorliegen, bei 25 - 50 cm/min [1-6], [1-7]. Bei Brandräumen mit großen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit geringer Temperaturleitfähigkeit liefern die Parameterkurven einen extrem schnellen Temperaturabfall, bei Brandräumen mit kleinen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit hoher Temperaturleitfähigkeit hingegen einen extrem langsamen Temperaturabfall. Die Parameterkurven sind für ventilationsgesteuerte Brände abgeleitet worden. Brandlastgesteuerte Brände können nur stark vereinfacht berücksichtigt werden, der Zeitpunkt der Maximaltemperatur wird für eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit pauschal zu 20 Minuten angenommen.

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

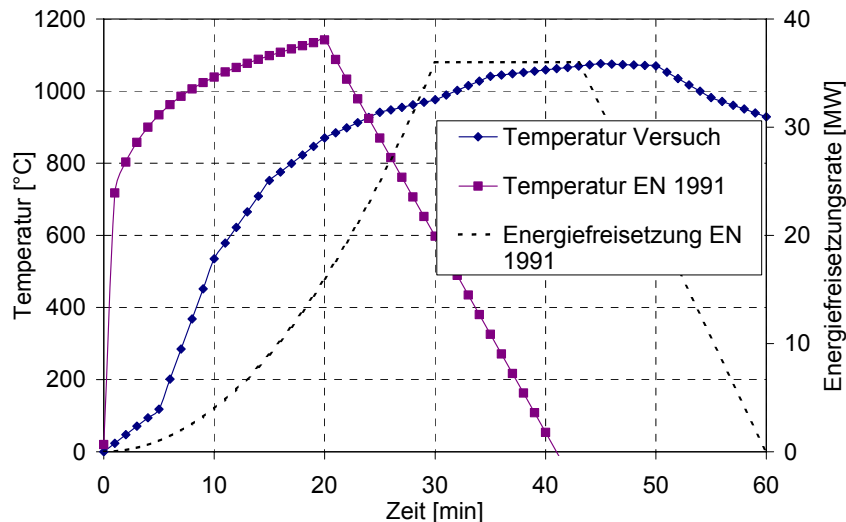


Bild 1.1 Temperaturzeitverlauf und Energiefreisetzungsrates nach Eurocode 1 Teil 1-2

Die Defizite der Parameterkurven sollen anhand eines Beispiels verdeutlicht werden. Bild 1.1 zeigt den mit Hilfe der Parameterkurven berechneten Temperaturzeitverlauf im Vergleich zur gemessenen Temperatur des in [1-8] dokumentierten Brandversuchs „Test Number 2“. Bei dem Versuch herrschten brandlastgesteuerte Verhältnisse. Der Vergleich der beiden Temperaturzeitkurven verdeutlicht die erwähnten Ungenauigkeiten der parametrischen Kurven hinsichtlich des Temperaturanstieges und –abfalls. Noch augenscheinlicher ist jedoch die Diskrepanz des zeitlichen Verlaufs der Parameterkurve und der Energiefreisetzungsrates, die in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang E definiert ist. Das Maximum der Energiefreisetzungsrates wird nach 30 Minuten erreicht, nach 43 Minuten fällt sie wieder ab. Bei Raumbränden wird das Maximum der Temperatur des Brandes bei maximaler Energiefreisetzung zum Zeitpunkt des einsetzenden Abfalls der Energiefreisetzungsrates erreicht. Die Verläufe der Parameterkurve und der Energiefreisetzungsrates nach Eurocode 1 Teil 1-2 haben keine zeitliche Kongruenz und sind nicht aufeinander abgestimmt.

1.2.1.2 Entwicklung der Parameterkurven

Die Parameterkurven wurden in der Vornorm [1-9] im Anhang B erstmals normativ geregelt. Auf der Grundlage der tabellierten Werte des Temperaturzeitverlaufs in [1-1] wurden die Parameterkurven modifiziert und funktional formuliert. Sie waren in ihrer Anwendung auf ventilationsgesteuerte Brände in Räumen mit einer Grundfläche von bis zu 100 m² beschränkt. In der Weiterentwicklung des Eurocodes sollten die Anwendungsgrenzen erweitert werden. Im Anhang A des Eurocodes 1 Teil 1-2 (DIN EN 1991-1-2) sind die überarbeiteten Parameterkurven veröffentlicht.

Vergleichsrechnungen mit dokumentierten Brandversuchen und den NFSC₂-Versuchen [1-8] hatten offenbart, dass die in der Vornorm [1-9] enthaltenen Parameterkurven nicht mit den Messwerten der Brandversuche korrelierten. Aus dieser Erkenntnis heraus entstand Handlungsbedarf. Die Parameterkurven wurden in einigen Punkten modifiziert, ohne jedoch die bereits beschriebenen Defizite (mangelnde Kongruenz zum Bemessungsbrand, Fehlen der Entwicklungsphase, vereinfachte Berücksichtigung brandlastgesteuerter Brände, etc.) grundsätzlich zu beseitigen. Bei den im Rahmen des NFSC₂ durchgeführten Brandversuchen bei BRE in England wurden zwar auch Brände in größeren Räumen (> 100 m²) und mit großen Brandlasten ($q > 450 \text{ MJ/m}^2$) untersucht. Die Zündung der Brandlasten wurde jedoch an

mehreren Stellen vorgenommen, so dass sich der Brand in der Entwicklungsphase wesentlich schneller ausbreitete als bei einem „normalen“ Brandszenario mit singulärer Entzündung.

Die Brandentwicklungsphase wird auch bei den überarbeiteten Parameterkurven vernachlässigt. Durch den sehr steilen Anstieg der Kurven zu Beginn wird unverzüglich ein Vollbrand unterstellt. Nach Durchführung von Brandversuchen im Rahmen des Forschungsvorhabens NFSC₂ und Vergleichsrechnungen, die insbesondere in der Anfangsphase des Brandes Abweichungen von den Messwerten ergaben, wurde aus diesem Grunde nach Beratung des Project Teams des Eurocode 1 zunächst ein sogenannter „time-shift“ von 10 min vorgesehen [1-10]. Die Parameterkurven sollten dadurch um 10 min auf der Zeitachse nach rechts verschoben werden in der Annahme, dass der Brand erst nach diesem „time-shift“ in die Vollbrandphase kommt. Der „time-shift“ wurde jedoch später wieder heraus genommen [1-10].

1.2.1.3 Kalibrierung der Parameterkurven anhand von Brandversuchen

Die im Rahmen des Forschungsvorhabens NFSC₂ in [1-10] zusammengestellte Datenbasis für die Kalibrierung der Parameterkurven beinhaltet 105 Brandversuche. Etwa 30 dieser Versuche sind allerdings als „not published“ gekennzeichnet, so dass sie rechnerisch nicht nachvollzogen werden können. Weitere 48 Versuche wurden in den 70er Jahren in Metz (Frankreich) durchgeführt. Bei diesen Versuchen herrschten nahezu identische geometrische Verhältnisse, die Grundfläche war mit ca. $A_f = 12 \text{ m}^2$ relativ klein. Sechs Versuche wurden in Australien in sehr großen Räumen durchgeführt, in einem Versuch bestand die Brandlast aus einem brennendem Fahrzeug. Bis auf wenige Ausnahmen stützt sich die Datenbasis des NFSC₂ auf Versuche mit Brandlasten aus Holzkrippen. In der Datenbasis des NFSC₂ sind keine in Deutschland durchgeführten Versuche enthalten. Auch die in [1-11] sehr detailliert dokumentierten Brandversuche, bei denen im Gegensatz zu den meisten anderen Versuchen realistische Mobiliar-Brandlasten verbrannt wurden, sind in der Datenbasis des NFSC₂ nicht enthalten.

Ein weiteres Problem bei der Kalibrierung des Verfahrens ausschließlich anhand von dokumentierten Brandversuchen ergibt sich aus der häufig nur unvollständig vorliegenden Datenbasis der Versuche. Bei einigen Versuchen werden Maximaltemperaturen, bei anderen Durchschnittstemperaturen angegeben. Abbrandraten und Energiefreisetzungsraten werden häufig nicht aufgezeichnet. Die genaue Anordnung der Öffnungsflächen, der Aufbau der Umfassungsbauteile sowie Ort der Zündung und Zeitpunkt des Beginns der Temperaturaufzeichnung können vielen Versuchsberichten nicht oder nur teilweise entnommen werden.

1.2.2 Allgemeines

Aufgrund der beschriebenen Defizite und Nachteile der Parameterkurven wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens „Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise“ [1-12] ein konkurrierendes vereinfachtes Brandmodell entwickelt, mit dem der Temperaturzeitverlauf in der Heißgasschicht in kleinen und mittelgroßen Räumen als sogenannte Realbrandkurve realistisch berechnet werden kann. Der Eurocode 1 Teil 1-2 gibt grundsätzlich die Möglichkeit, vereinfachte Brandmodelle im Nationalen Anhang vorzugeben. Unter der Voraussetzung, dass die Gastemperaturen auf Grundlage physikalischer Parameter berechnet werden, und mindestens die Brandlastdichte sowie die Ventilationsverhältnisse berücksichtigen, kann

nach Eurocode 1 Teil 1-2 Abschnitt 3.3.1.2 das Verfahren „zur Berechnung der Erwärmungsbedingungen“ vorgegeben werden.

1.2.3 Realbrandkurven

1.2.3.1 Grundzüge des Verfahrens

Die Grundlagen und die Herleitung des vereinfachten Brandmodells der Realbrandkurven sind umfassend in [1-5], [1-12], [1-13] und [1-14] dargestellt worden. Der wesentliche Unterschied zu den Parameterkurven in Eurocode 1 Teil 1-2 und anderen vereinfachten Brandmodellen besteht darin, dass das Verfahren auf einem realistischen Bemessungsbrand basiert, sowohl für ventilations- als auch brandlastgesteuerte Brände anwendbar ist sowie eine sukzessive Brandausbreitung berücksichtigen kann [1-5].

Die Erfassung der realistischen Brandentwicklung eines natürlichen Brandes ist ein wesentlicher Bestandteil eines schutzzielorientierten Brandschutzkonzeptes, mit dem eine risikogerechte Beurteilung der Brandgefährdung für Bauteile und Tragwerke vorgenommen werden soll. Als wichtiges Merkmal kennzeichnet die Realbrandkurven, dass sie in ihrem zeitlichen Verlauf kongruent zu dem zu unterstellenden Bemessungsbrand sind. Somit kann der vollständige Brandverlauf von der Entstehungs- bis zur Abkühlphase erfasst werden. Die Parameterkurven geben eine gleichförmige Temperaturverteilung im gesamten Brandraum wieder, wie sie im Vollbrand in kleinen Räumen herrscht. Mit den Realbrandkurven wird der Temperaturzeitverlauf in der Heißgasschicht berechnet, so dass auch ein realistischer Temperaturverlauf in mittelgroßen Räumen ermittelt werden kann, in denen sich im Brandfall ausgeprägte Heiß- und Kaltgaszonen bilden. Für die Auslegung der Bauteile ist in der Regel die Temperatur der oben liegenden Heißgasschicht anzusetzen, die gegenüber mittleren Brandraumtemperaturen wie sie z. B. mit den Parameterkurven berechnet werden, auf der sicheren Seite liegt [1-12].

Durch eine grundsätzliche Unterscheidung von ventilations- und brandlastgesteuerten Bränden kann der Einfluss der Ventilationsbedingungen auf den Brandverlauf realistisch eingeschätzt werden. Die Ventilationsöffnungen dienen einerseits der Sauerstoffzufuhr und begünstigen somit die Verbrennung. Andererseits kann durch die Öffnungen jedoch auch ein Großteil der im Brand freigesetzten Wärmeenergie aus dem Brandraum abfließen, was zu einer geringeren Energiemenge im Brandraum und damit zu niedrigeren Temperaturen führt.

Der Herleitung des vereinfachten Brandmodells der Realbrandkurven liegt ein auf einem realistischen Brandszenario basierender Bemessungsbrand zugrunde. Auf Grundlage des Bemessungsbrandes konnten mit erprobten und validierten Wärmebilanzmodellen (allgemeine Brandmodelle) Temperaturzeitverläufe unter nahezu beliebig variierten Randbedingungen berechnen werden. Somit konnte ein viel größeres Parameterfeld als durch Brandversuche abgedeckt werden. Anschließend wurden die Realbrandkurven durch Vergleichsrechnungen mit verschiedenen anerkannten allgemeinen Brandmodellen sowie anhand von Brandversuchen validiert.

Für die Ableitung der Realbrandkurven wurden die Brandwirkungen (Temperaturzeitkurven) für den Anwendungsbereich mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude bis zur Gebäudeklasse 4 nach [1-15] mit dem Wärmebilanzmodell CFAST [1-16] simuliert [1-12]. Die Realbrandkurven gelten innerhalb der folgenden Anwendungsgrenzen:

- Grundfläche Brandraum $A_f = 12,5 \text{ m}^2$ bis 400 m^2 ,
- Höhe des Brandraums $H = 2,50 \text{ m}$ bis $4,0 \text{ m}$,
- Fläche der Ventilationsöffnungen $A_w = 1/8 A_f$ bis $1/2 A_f$,
- Gemittelte Höhe der Ventilationsöffnungen $h_w = 0,5 \text{ m}$ bis $2,3 \text{ m}$,
- Brandlastdichte $q = 100 \text{ MJ/m}^2$ bis 1300 MJ/m^2 ,
- Gemittelte Wärmeeindringzahl der Umfassungsbauteile $b = 500 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$ bis $2500 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$.

Bild 1.2 zeigt ein Beispiel für die Entwicklung der Heißgastemperaturen in einem Brandraum definierter Grundfläche und Öffnungsfläche bei unterschiedlichen Brandlastdichten $q = 500 \text{ MJ/m}^2$, 900 MJ/m^2 und 1300 MJ/m^2 unter Zugrundelegung des in Abschnitt 1.2.3.2 vorgestellten Bemessungsbrandes.

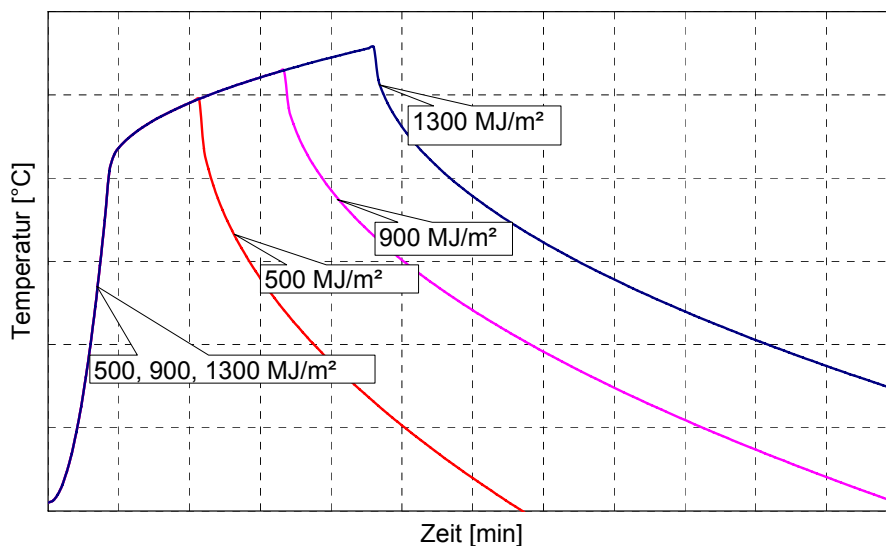


Bild 1.2 Simulierter Heißgastemperaturzeitverlauf bei Variation der Brandlastdichte q [MJ/m^2]

Betrachtet man die Temperaturzeitverläufe natürlicher Brände bei unterschiedlichen Brandlastdichten und sonst gleichen Randbedingungen, so lässt sich feststellen, dass der ansteigende Ast des Temperaturzeitverlaufs in der Brandentwicklungsphase sowie in der Vollbrandphase zunächst unabhängig von der Brandlastdichte identisch verläuft (Bild 1.2). Erst wenn das Temperaturmaximum bei der kleineren Brandlastdichte erreicht ist, trennen sich die Kurvenverläufe. Bei der kleineren Brandlastdichte fällt die Temperaturzeitkurve, bei größeren Brandlastdichten kommt es zu einem weiteren Anstieg, bis auch hier das Temperaturmaximum erreicht ist und dort ebenfalls ein Temperaturabfall erfolgt. Der Zeitpunkt des Einsetzens der Abklingphase, bei dem 70 % der Brandlast aufgezehrt sind, wird bei geringer Brandlastdichte früher erreicht. In der Abklingphase ist der Verlauf der Heißgastemperaturzeitkurven qualitativ gleich.

Die mit dem allgemeinen Brandmodell CFAST simulierte Heißgastemperaturzeitverläufe werden in Abhängigkeit der wesentlichen Einflussgrößen durch mathematische Funktionen als sogenannte Realbrandkurven beschrieben, wobei

- der Verlauf des Temperaturanstiegs,

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

- der Zeitpunkt und Wert des Temperaturmaximums,
- der Verlauf des Temperaturabfalls,

funktional erfasst werden.

In Kenntnis des Verlaufs der Heißgastemperaturzeitverläufe wurden die Realbrandkurven folgendermaßen bestimmt. Zunächst wird der Temperaturzeitverlauf in Abhängigkeit von Brandraumgeometrie und Ventilationsöffnungen für einen Maximalwert der Brandlastdichte bestimmt, der zu $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ gewählt wurde. Damit ist der prinzipielle Verlauf der Realbrandkurve definiert. Liegt bei sonst identischen Randbedingungen eine niedrigere Brandlastdichte mit $q < 1300 \text{ MJ/m}^2$ vor, so ändert sich nur der abfallende Ast der Temperaturzeitkurve.

1.2.3.2 Energiefreisetzungsrate

Die Realbrandkurven sind aus den Ergebnissen umfangreicher Wärmebilanzberechnungen auf der Basis eines risikogerechten Bemessungsbrandes abgeleitet wurden. Grundlage hierfür ist die Energiefreisetzungsrate, deren Verlauf im Wesentlichen von der Art und Menge der Brandlasten, von den Ventilationsverhältnissen, der Geometrie des Brandraumes, seinen Umfassungsbauteilen sowie vom Beginn der Löschmaßnahmen durch die Feuerwehr oder Sprinklerung abhängt [1-5], [1-12]. Der Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate wird in den Erläuterungen zum Anhang E in Abschnitt 5 beschrieben.

1.2.3.3 Temperaturzeitverlauf

Bild 1.3 verdeutlicht die zeitliche Kongruenz von Energiefreisetzungsrate und Heißgastemperaturzeitkurve. Die Kurven lassen sich durch drei markante Punkte zu den Zeitpunkten t_1 , t_2 , t_3 charakterisieren, an denen sich die Steigung der Kurven ändert. Die Zeitpunkte t_1 , t_2 , t_3 sind durch die Energiefreisetzungsrate vorgegeben (Abschnitt 5.2.2). Für die vollständige Beschreibung der Temperaturzeitkurve müssen die zugehörigen Temperaturwerte T_1 , T_2 und T_3 bestimmt werden.

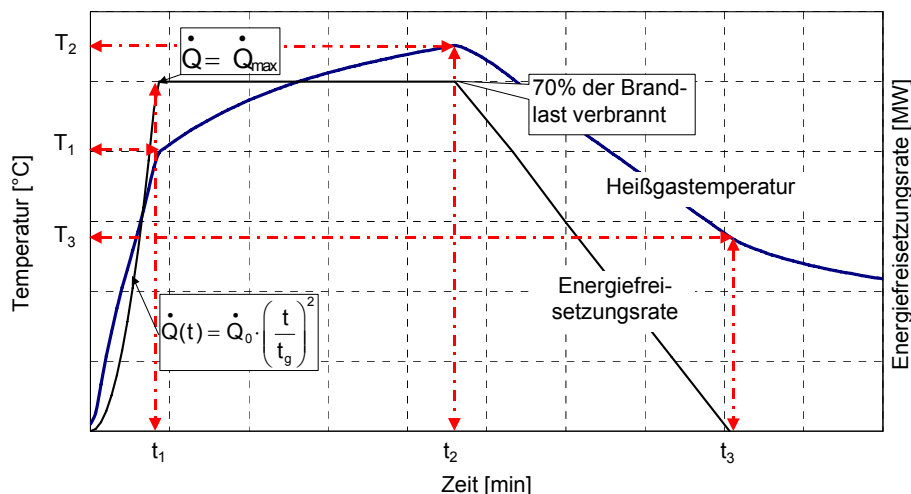


Bild 1.3 Qualitativer Verlauf von Heißgastemperatur und Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5.2.2

Bei der Bestimmung der Temperaturwerte T_1 , T_2 und T_3 muss zwischen ventilationsgesteuerten und brandlastgesteuerten Bränden unterschieden werden.

Bei ventilationsgesteuerten Brände ergibt sich für die Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ [1-5]:

$$T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 \cdot b + 1175 \text{ [}^\circ\text{C]}, \quad (1.1)$$

$$T_2 = (0,004 \cdot b - 17) \cdot 1/O - 0,4 \cdot b + 2175 \text{ [}^\circ\text{C]} \leq 1340^\circ\text{C}, \quad (1.2)$$

$$T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 \cdot b + 1060 \text{ [}^\circ\text{C]}, \quad (1.3)$$

mit dem Öffnungsfaktor

$$O = A_w \sqrt{h_w} / A_t \text{ [m}^{1/2}\text{]}, \quad (1.4)$$

wobei:

A_t Gesamtfläche der umfassenden Bauteile mit Öffnungsflächen [m^2].

Bei brandlastgesteuerten Brände ergibt sich für die Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ [1-5]:

$$T_1 = 24000 k + 20 \text{ [}^\circ\text{C]} \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_1 = 980^\circ\text{C für } k > 0,04, \quad (1.5)$$

$$T_2 = 33000 k + 20 \text{ [}^\circ\text{C]} \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_2 = 1340^\circ\text{C für } k > 0,04, \quad (1.6)$$

$$T_3 = 16000 k + 20 \text{ [}^\circ\text{C]} \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_3 = 660^\circ\text{C für } k > 0,04, \quad (1.7)$$

mit:

$$k = \left(\frac{\dot{Q}_{\max}^2}{A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b} \right)^{1/3}, \quad (1.8)$$

wobei:

A_T Gesamtfläche der umfassenden Bauteile ohne Öffnungsflächen [m^2].

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

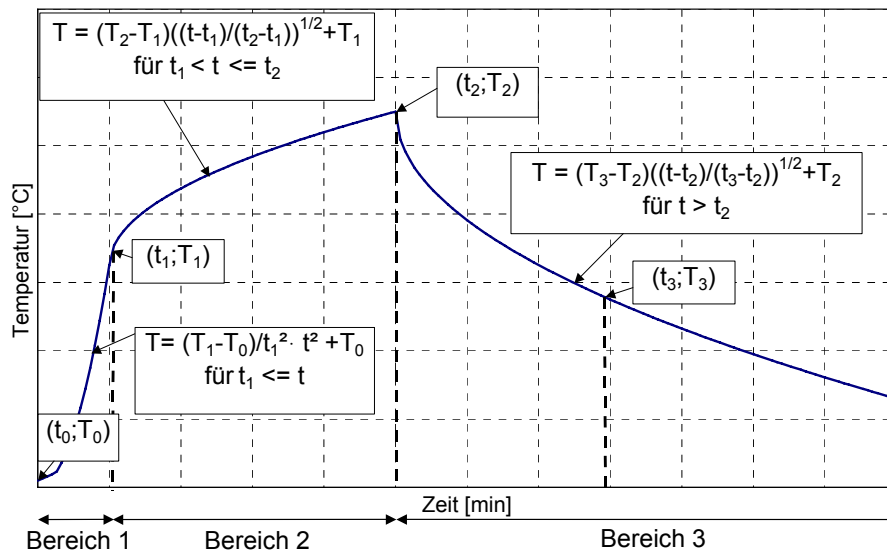


Bild 1.4 Mathematische Beschreibung der Realbrandkurven in 3 Bereichen

In der Entwicklungsphase lässt sich der Verlauf der Temperaturzeitkurve zwischen dem Zeitpunkt $t = 0$ und t_1 (Bereich 1) durch einen quadratischen Anstieg annähern:

$$T = \frac{(T_1 - T_0)}{t_1^2} \cdot t^2 + T_0 \quad \text{mit } t, t_1 \text{ [min] und } T, T_0, T_1 \text{ [}^\circ\text{C]}. \quad (1.9)$$

In der Vollbrandphase, zwischen den Zeitpunkten t_1 und t_2 (Bereich 2), steigt die Temperatur weniger stark an. Sie lässt sich mathematisch mit einer Wurzelfunktion beschreiben:

$$T = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{\frac{(t - t_1)}{(t_2 - t_1)}} + T_1 \quad \text{mit } t, t_1, t_2 \text{ [min] und } T, T_1, T_2 \text{ [}^\circ\text{C]}. \quad (1.10)$$

In der Abklingphase, zwischen den Zeitpunkten t_2 und t_3 (Bereich 3), sinkt die Temperatur, was mathematisch ebenfalls mit einer Wurzelfunktion ausgedrückt werden kann:

$$T = (T_3 - T_2) \cdot \sqrt{\frac{(t - t_2)}{(t_3 - t_2)}} + T_2 \quad \text{mit } t, t_2, t_3 \text{ [min] und } T, T_2, T_3 \text{ [}^\circ\text{C]}. \quad (1.11)$$

In Bild 1.4 wird die graphische Darstellung der Funktionsverläufe für den Verlauf der Realbrandkurven bei einer Brandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ dargestellt. Ausgehend von der Realbrandkurve für die Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ lassen sich Realbrandkurven für beliebige Brandlastdichten $q_x \leq 1300 \text{ MJ/m}^2$ ermitteln [1-12]. Die Brandlast Q_x ergibt sich zu durch Multiplikation von Brandlastdichte q_x und Brandfläche A_f zu:

$$Q_x = q_x \cdot A_f \quad (1.12)$$

Der ansteigende Ast der Realbrandkurve ist bis zum Erreichen der Maximaltemperatur unabhängig von der Brandlastdichte. Der Zeitpunkt $t_{2,x}$, bei dem die Maximaltemperatur $T_{2,x}$ erreicht wird, ist brandlastabhängig. Er lässt sich direkt aus dem Ansatz für die Energiefreisetzungsrate bestimmen. Für $Q_1 < 0,7 \cdot Q_x$ ergibt sich [1-5]:

$$t_{2,x} = t_1 + \frac{(0,7 \cdot Q_x) - (t_1^3 / (3 \cdot t_g^2))}{\dot{Q}_{\max}} \quad (1.13)$$

Bei sehr kleinen Brandlastdichten q_x mit $Q_1 \geq 0,7 \cdot Q_x$ ermittelt sich $t_{2,x}$ zu:

$$t_{2,x} = \sqrt[3]{0,7 \cdot Q_x \cdot 3 \cdot t_g^2} \quad (1.14)$$

Die zugehörige Temperatur $T_{2,x}$ wird dann durch Einsetzen von $t = t_{2,x}$ in Gleichung (1.10) ermittelt:

$$T_{2,x} = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t_{2,x} - t_1)/(t_2 - t_1)} + T_1 \quad (1.15)$$

Die Temperaturen $T_{3,x}$ zum Zeitpunkt $t_{3,x}$ liegen für unterschiedlichen Brandlastdichten q_x auf einer logarithmischen Funktion durch $(t = 0; T_0)$ und $(t_3; T_3)$:

$$T_{3,x} = (T_3 / \log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t_{3,x} + 1) \quad (1.16)$$

Der abfallende Ast der Realbrandkurve des Bereichs 3 kann für $q_x < 1300 \text{ MJ/m}^2$ durch Einsetzen in Gleichung (1.11) ermittelt werden:

$$T = (T_{3,x} - T_{2,x}) \cdot \sqrt{(t - t_{2,x})/(t_{3,x} - t_{2,x})} + T_{2,x} \quad (1.17)$$

1.2.3.4 Erforderliche Eingangsgrößen

Die erforderlichen Eingangsgrößen zur Berechnung einer Realbrandkurve leiten sich aus den die maßgeblichen Einflussfaktoren eines natürlichen Brandes beschreibenden Größen Brandlast, Ventilationsfaktor und Geometrie des Brandraums ab.

Folgende Eingangsgrößen werden benötigt:

- Vorhandene Brandlastdichte q_x [MJ/m²]
- Fläche der Ventilationsöffnungen A_w [m²]
- Gemittelte Höhe der Ventilationsöffnungen h_w [m²]
- Fläche des Brandraums A_f [m²]
- Gemittelte Wärmeeindringzahl der Umfassungsbauteile b [J/(m²s^{0,5}K)]

Die Brandlast wird im Brandraum gleichverteilt unterstellt. Große Örtliche Konzentrationen von Brandlasten können durch das Verfahren nicht berücksichtigt werden. Die vorhandene Brandlastdichte q_x ermittelt sich durch die im Brandraum befindliche Brandlast bezogen auf die Grundfläche.

Für die Berücksichtigung des Einflusses der Ventilation müssen die Größe der Ventilationsöffnungen des Brandraums (A_w) und die gemittelte Höhe (h_w) bestimmt werden.

Die Höhe des Brandraums sowie das Verhältnis der Seitenwände (Schlankheit der Grundfläche) werden durch die Anwendungsgrenzen des Verfahrens begrenzt, so dass als geometrische Größe nur Grundfläche A_f benötigt wird. Für die Erfassung der thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile wird die Wärmeeindringzahl b gemittelt über alle Umfassungsflächen des Brandraums bestimmt.

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

1.2.3.5 Schematischer Ablauf zur Bestimmung der Realbrandkurve

In Bild 1.5 ist der schematische Ablauf zur Ermittlung der Realbrandkurve in einem Flussdiagramm dargestellt.

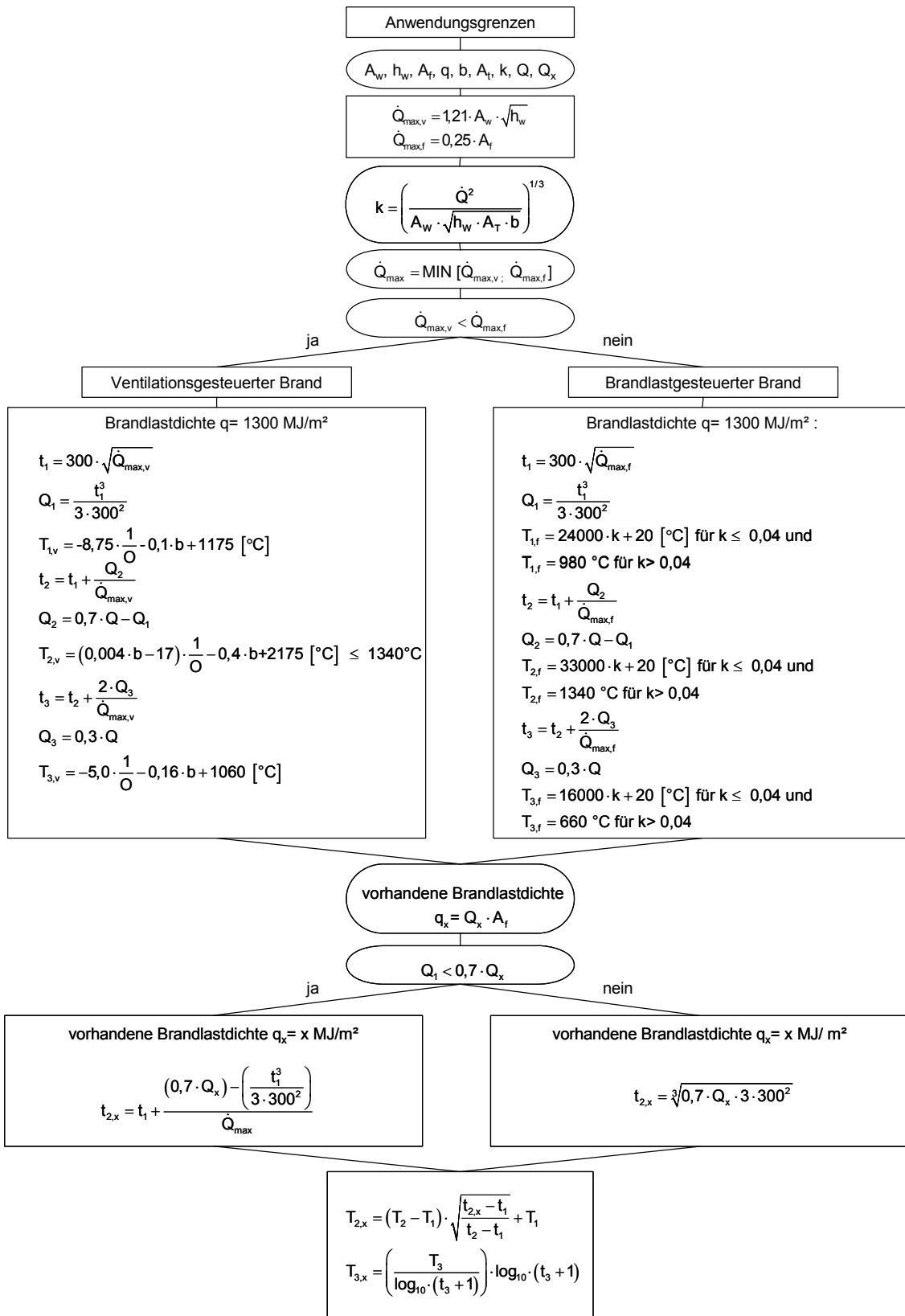


Bild 1.5 Schematischer Ablauf (Flussdiagramm) zur Bestimmung der Realbrandkurve

1.2.4 Validierung

Mit einer umfassenden Validierung und Absicherung wurde sichergestellt, dass die Brandentwicklung eines natürlichen Brandes mit den Realbrandkurven realistisch wiedergegeben werden kann [1-5], [1-12]. Die Validierung der Realbrandkurven erfolgte in drei Schritten:

- Vergleichsrechnungen mit einem Wärmebilanzmodell
- Nachrechnungen von dokumentierten Brandversuchen
- Durchführung eines Validierungsversuchs.

Als Vergleichskriterium für die Validierung wurde das Integral der Realbrand- bzw. Heißgastemperaturzeitkurve nach 30, 60, 90 und 180 Minuten (A_{30} , A_{60} , A_{90} , A_{180}) als Maß für den Energieeintrag in die Bauteile sowie das Temperaturmaximum (T_{\max}) herangezogen [1-12]. Mit dem Vergleichskriterium T_{\max} konnte die Übereinstimmung der Maximaltemperatur geprüft werden, welche insbesondere für die Bemessung ungeschützter Stahlbauteile von Bedeutung ist.

Im ersten Schritt wurden für verschiedene Raumkonfigurationen mit unterschiedlichen Geometrien, Ventilationsverhältnisse und Brandlastdichten Realbrandkurven berechnet und mit den simulierten Heißgastemperaturzeitverläufen international anerkannter Wärmebilanzmodelle verglichen. Die Realbrandkurven stimmten mit den simulierten Heißgastemperaturverläufen gut überein [1-5].

Der zweite Schritt der Validierung erfolgte durch Nachrechnungen von in der Literatur dokumentierten Brandversuchen mit unterschiedlichen Raumgeometrien, Brandlasten und Ventilationsverhältnissen, die von verschiedenen Brandversuchsanstalten in mehr als fünf Ländern durchgeführt worden sind [1-12]. Die in den Versuchen gemessenen Temperaturzeitverläufe werden mit den Realbrandkurven verglichen. Zusätzlich werden in den Vergleich die mit dem Zonenmodell OZONE [1-17] berechneten Temperaturzeitverläufe, die Parameterkurven in Eurocode 1 Teil 1-2 sowie die mittels der vereinfachten Ansätze nach [1-2], [1-3] und [1-4] bestimmten Temperaturzeitverläufe mit einbezogen. Der Vergleich der mit unterschiedlichen Methoden und Verfahren berechneten Temperaturzeitverläufe mit den Versuchsergebnissen ist allerdings nur eingeschränkt möglich [1-12]. Die Parameterkurven in Anhang A des Eurocodes 1 Teil 1-2 und die vereinfachten Ansätze [1-2], [1-4], die einen Vollbrand ohne Brandentwicklungsphase voraussetzen, liefern einen Temperaturzeitverlauf, der zu Beginn stark ansteigt. Das Modell OZONE [1-17] schaltet während der Simulation bei Einsetzen des flash over vom Mehrzonenmodell auf ein Einzonenmodell um. In Bild 1.6 werden die in den Brandversuchen gemessenen Maximaltemperaturen ($\exp T$) mit den berechneten Werten ($\text{cal } T$) der verschiedenen Verfahren anhand des Vergleichskriteriums T_{\max} verglichen. Die Winkelhalbierende spiegelt die Gleichheit von gemessener Maximaltemperatur und berechneter Maximaltemperatur wider. Der Großteil der mit den Realbrandkurven berechneten Maximaltemperaturen liegt innerhalb des gestrichelt dargestellten 15 %-Toleranzintervalls (Mittelwert $\text{cal } T_{\text{RBK}} / \exp T = 0,99$), die Streuung ist relativ gering (Standardabweichung 0,08). Tendenziell liegen die Werte etwas oberhalb der Winkelhalbierenden und somit auf der sicheren Seite. Bei anderen Verfahren ergibt sich eine größere Streuung (Standardabweichung bis zu 0,15). Es zeigt sich, dass es bei den Parameterkurven in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang A sowie den Verfahren [1-3], [1-4] und OZONE bei vielen Versuchen zu einer Unterschätzung der gemessenen Temperatur kommt.

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

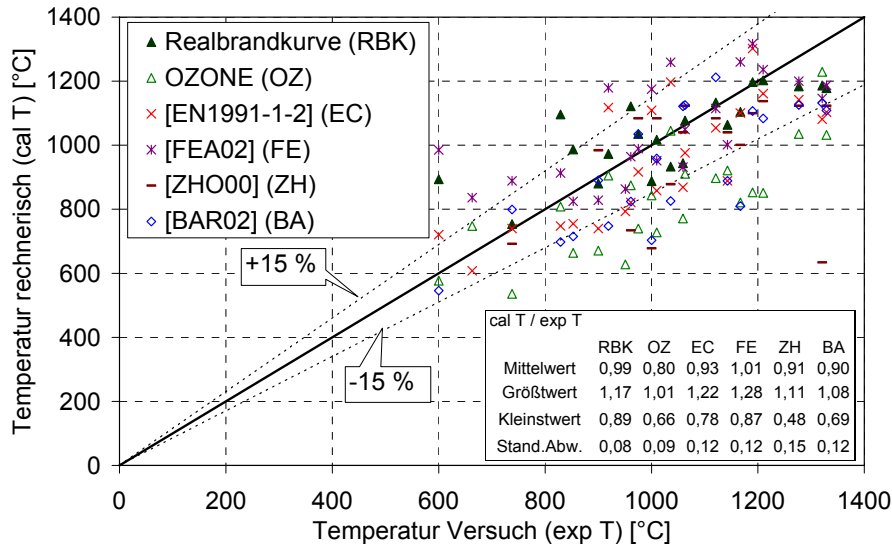


Bild 1.6 Vergleich gemessener und mit verschiedenen Verfahren berechneter Maximaltemperaturen dokumentierter Brandversuche (Vergleichskriterium T_{max})

In einem dritten Schritt wurde die Validierung mit der Durchführung eines Naturbrandversuchs mit Büromöbiliar abgerundet [1-12], [1-18]. Die Geometrie des Brandraums (Längenabmessungen jeweils 3,60 m, Höhe 2,60 m) und die Brandlast entsprach in Menge, Art, Zusammensetzung, Aufbau und Verteilung derjenigen eines gewöhnlichen Büros. Somit konnten möglichst realistische Verhältnisse untersucht werden. Um eine möglichst umfassende Datenbasis für einen natürlichen Büroraum-Brand zu erhalten, wurden die Energiefreisetzungsrates, Abbrandrate, Temperaturen in mehreren Ebenen und das Druckprofil in der Ventilationsöffnung gemessen. Bild 1.7 zeigt den Vergleich des gemessenen und des berechneten gemittelten Temperaturzeitverlaufs in der Heißgaszone. Die Realbrandkurve stimmt gut mit der gemessenen Temperaturzeitkurve überein und kann den Verlauf der Temperatur mindestens ebenso gut wie die Zonenmodelle CFAST und OZONE beschreiben.

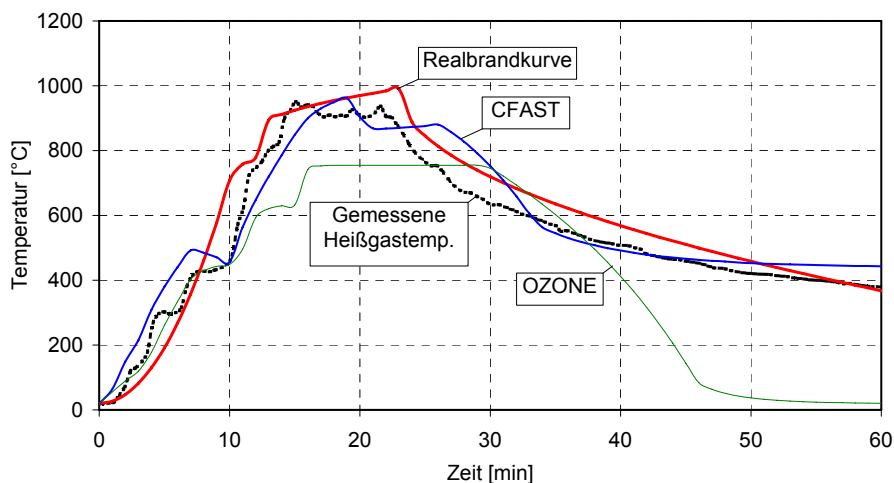


Bild 1.7 Vergleich zwischen gemessenen und mit verschiedenen Verfahren berechneten Temperaturzeitverlauf bei einem Naturbrandversuch mit Möbiliarbrandlasten [1-18]

1.2.5 Anwendungshilfen

1.2.5.1 Allgemeines

Mit dem vereinfachten Brandmodell der Realbrandkurven kann der Temperaturzeitverlauf in der Heißgaszone eines sich in einem definierten Brandraum ausbreitenden Brandes berechnet werden. Freibrände und lokale Brände können mit dem vereinfachten Brandmodell nicht simuliert werden. Als Brandszenario wird ein vom Ort der Entzündung auf der Grundfläche des Brandraumes sich quadratisch ausbreitender Brand unterstellt. Der Brandverlauf wird durch den Bemessungsbrand mit Hilfe einer Energiefreisetzungsrate beschrieben (Abschnitt 5). In Bild 1.8 sind die den Brandraum beschreibenden Eingangsparameter für das vereinfachte Brandmodell schematisch dargestellt.

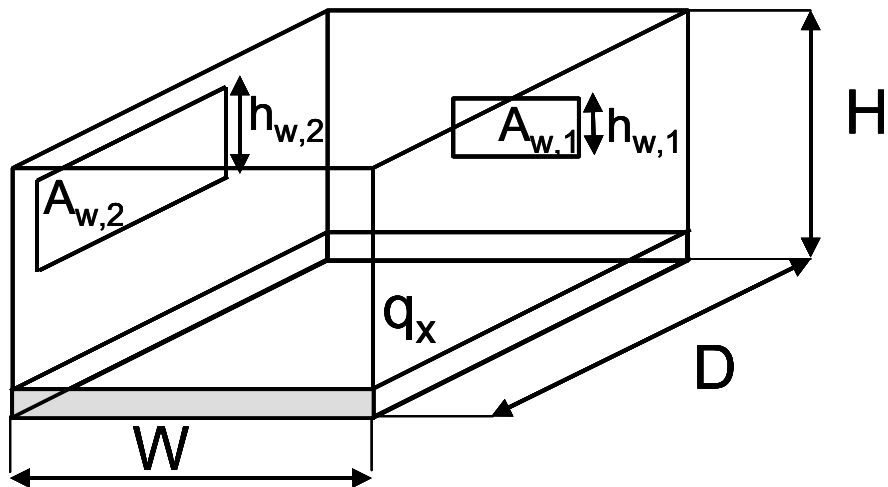


Bild 1.8 Schematische Darstellung eines Brandraumes mit den wesentlichen Eingangsparametern für das vereinfachte Brandmodell

1.2.5.2 Ventilationsöffnungen

Ventilationsöffnungen sind Öffnungen in den Umfassungsbauteilen des Brandraumes, durch die Zuluft in den Brandraum einströmen und Abluft aus dem Brandraum ausströmen kann. Als Ventilationsöffnungen sollten nur Öffnungen in Rechnung gestellt werden, die unmittelbar ins Freie führen. Türen sollten i. d. R. nicht als Ventilationsöffnung angesetzt werden, wenn nicht sichergestellt ist, dass sie im Brandfall offen sind und ins Freie oder zu einem Raum mit ausreichender Zuluftführung führen. Fensterflächen können über den gesamten Brandverlauf als vollständig offen angenommen werden, wenn sie aus Einfach- oder Mehrfachverglasung bestehen (keine G-Verglasung oder F-Verglasung nach DIN 4102). Aus Brandversuchen ist bekannt, dass Fensterglas bei einer Temperatur von ca. 300°C nach ca. 5 bis 20 Minuten versagt [1-12]. Ventilationsöffnungen in der Decke und im Fußboden können mit dem vereinfachten Brandmodell nicht erfasst werden.

Die Gesamt-Fläche der Ventilationsöffnung A_w ergibt sich somit aus der Summe der einzelnen Ventilationsöffnungen $A_{w,i}$. Es gilt:

$$A_w = \sum_i A_{w,i} \quad (1.18)$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

Die gemittelte Höhe der Ventilationsöffnung h_w ermittelt sich aus den Höhen der einzelnen Ventilationsöffnungen gewichtet zur Fläche zu:

$$h_w = \frac{\sum_i h_{w,i} \cdot A_{w,i}}{A_w} \quad (1.19)$$

1.2.5.3 Geometrie des Brandraums

Der Brandraum ist ein durch Wände, Fußboden und Decke umfasster Raum, in dem ein Brand auftritt. Die umfassenden Wände müssen vom Fußboden bis zur Decke reichen. Haben die Wände eine geringe Feuerwiderstandsfähigkeit, so kann die Brandausbreitung in die Nachbarräume mit dem Modell der sukzessiven Brandausbreitung erfasst werden (Abschnitt 5.2.4, Anwendungsbeispiel 5). Decken und Fußböden müssen eine ausreichende Feuerwiderstandsfähigkeit besitzen. Ihre Integrität muss über die gesamte Branddauer sichergestellt sein.

Die Höhe des Brandraums H entspricht der gemittelten lichten Höhe zwischen Fußboden und Rohdecke. Bei Vorhandensein von nicht brennbaren Unterdecken bzw. Doppelböden mit einer Feuerwiderstandsdauer von mindestens 30 Minuten (F 30-A) wird die Höhe H bis zur Unterkante der Unterdecke bzw. der Oberkante des Doppelbodens gemessen. Die Grundfläche A_f des Brandraumes ist die Fläche zwischen den Innenseiten der umfassenden Wände. Brände in langen, schlauchförmigen Räumen wie z. B. Fluren können mit dem vereinfachten Brandmodell nicht erfasst werden.

1.2.5.4 Thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile

Durch die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile wird der Wärmestrom aus dem Brandraum beeinflusst. In Abhängigkeit von der Isolationswirkung bzw. der aufgenommenen Wärmemenge der umfassenden Bauteile kann deren Einfluss auf die Brandraumtemperatur im Rahmen des vereinfachten Brandmodells vereinfacht durch die gemittelte temperaturunabhängige Wärmeeindringzahl b nach Gleichung (1.20) bestimmt werden:

$$b = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_p} \quad [\text{J}/(\text{m}^2 \sqrt{\text{s}} \text{K})], \quad (1.20)$$

mit

λ	Wärmeleitfähigkeit	$[\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})]$,
ρ	Rohdichte	$[\text{kg}/\text{m}^3]$
c_p	spezifische Wärme	$[\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})]$

Die thermischen Eigenschaften können für ausgewählte Baustoffe Tabelle 1.1 entnommen werden [1-19]

Tabelle 1.1 Thermische Eigenschaften von Baustoffen

Baustoffe	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Rohdichte*) ρ_i [kg/m ³]	spezifische Wärme c_p [J/(kg·K)]	Wärmeeindringzahl b*) J/(m ² ·√s·K)
Normalbeton	2,1	2400	1031	2280
Leichtbeton	0,62	1200	948	840
Porenbeton	0,23	800	959	420
Stahl	60	8000	469	15000
Aluminium	200	2700	913	22200
Vollziegel	0,81	1800	988	1200
Kalksandsteine	0,99	1800	978	1320
Leichtbetonsteine	0,44	900	1100	660
Holz	0,2	800	2250	600
Putz	0,12	1100	550	269
Dämmputz	0,08	600	2700	360
Gipsputz	0,35	1200	1000	648
Holzwohle- Leichtbeton	0,09	480	2083	300
Mineralischer Faserdämmstoff	0,045	50	784	42
Gipskarton Feuer- schutzplatten (GKF)	0,20	945	1700	567
Polystyrol- Hartschaum	0,035	~20	1851	36
Polyurethan- Hartschaum	0,03	~30	1000	30

*) Die angegebenen Werte sind Durchschnittswerte für die jeweilige Stoffgruppe. Je nach der vorliegenden Rohdichte des Stoffes können im Einzelfall abweichende Werte maßgebend sein. Rechenwerte für die Wärmeleitfähigkeit λ und für die spezifische Wärmekapazität c_p sind im Allgemeinen in der Fachliteratur zu bauphysikalischen Fragen, z. B. zum Wärmeschutz enthalten.

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

Die Wärmeeindringzahl b kann als über die Flächen der Umfassungsbauteile gewichtetes Mittel berechnet werden. Zur Berücksichtigung verschiedener Wärmeeindringzahlen b_i für Wände, Decken und Boden kann b entsprechend Gleichung (1.21) berücksichtigt werden:

$$b = \left(\left(\sum_{i=1}^n (b_i \cdot A_i) \right) / (A_t - A_w) \right); \quad (1.21)$$

wobei:

- b_i Wärmeeindringzahl der Umfassungsfläche i [$J/(m^2 \sqrt{s} K)$],
- A_i Teilfläche i der Umfassungsbauteile [m^2],
- A_t Gesamtfläche der umfassenden Bauteile mit Öffnungsflächen [m^2],
- A_w Öffnungsfläche [m^2].

Für die Wärmeeindringzahl b können vereinfacht, soweit kein genauer Nachweis geführt wird, die in Tabelle 1.2 aufgeführten Beispiele [1-19] als Orientierung dienen.

Tabelle 1.2 Zuordnung von Einflussgruppen zur Wärmeeindringzahl b

Einflussgruppe	Wärmeeindringzahl b [$J/(m^2 \sqrt{s} K)$]
1	2500
2	1500
3	750
Einflussgruppe 1: Bauteile bzw. Baustoffe mit großem Wärmeabfluss wie z. B. Verglasungen, Aluminium, Glas, Stahl.	
Einflussgruppe 2: Bauteile bzw. Baustoffe mit mittlerem Wärmeabfluss wie z. B. Beton, Leichtbeton mit einer Rohdichte > 1000 kg/m ³ , Kalksandstein, Bauteile mit Putz, Mauerziegel.	
Einflussgruppe 3: Bauteile bzw. Baustoffe mit geringem Wärmeabfluss wie z. B. Baustoffe mit einer Rohdichte \leq 1000 kg/m ³ , wie Faserdämmstoffe, Porenbeton, Holz, Holzwolle-Leichtbauplatten, Leichtbeton, Dämmputz, mehrschichtige Bauteile	

Für die Anwendung des vereinfachten Brandmodells ist i. a. die Bestimmung der Wärmeeindringzahl b nach der Einflussgruppe ausreichend, so dass b gewählt werden kann zu:

- 2500 $J/(m^2 \sqrt{s} K)$ für Umfassungsbauteile mit hoher Temperaturleitfähigkeit,
- 1500 $J/(m^2 \sqrt{s} K)$ für Umfassungsbauteile mit mittlerer Temperaturleitfähigkeit,
- 750 $J/(m^2 \sqrt{s} K)$ für Umfassungsbauteile mit niedriger Temperaturleitfähigkeit.

Für einen genaueren Nachweis kann einem mehrschichtigen Aufbau von Umfassungen die Wärmeeindringzahl $b = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_p}$ wie folgt bestimmt werden. Der Wert b_1 bezeichnet dabei die der Brandbeanspruchung ausgesetzte innen liegende Schicht der Umfassung (Bild 1.9).

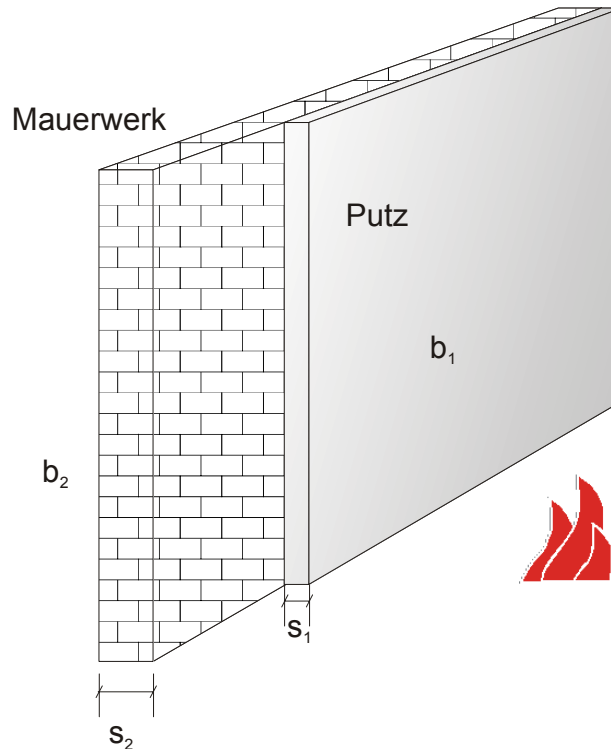


Bild 1.9 Mehrschichtiger Wandaufbau am Beispiel einer Mauerwerkswand mit Putz

Für den Fall, dass

- $b_1 \leq b_2$, gilt $b = b_1$.
- Falls $b_1 > b_2$ wird eine Grenzsichtdicke des brandbeanspruchten Baustoffs s_{lim} berechnet mit:

$$s_{lim} = \sqrt{\frac{t_{max} \cdot \lambda_1}{c_1 \cdot \rho_1}} \quad [\text{m}], \quad (1.22)$$

wobei

$t_{max} = t_{2,x}$ [s] nach Gleichung (1.13) bzw. (1.14).

Für den Fall, dass $s_1 > s_{lim}$, gilt $b = b_1$. Falls $s_1 < s_{lim}$, gilt:

$$b = \frac{s_1}{s_{lim}} \cdot b_1 + \left(1 - \frac{s_1}{s_{lim}}\right) \cdot b_2 \quad (1.23)$$

1.3 Anwendungsbeispiele

1.3.1 Allgemeines

Im Folgenden soll anhand von sechs Anwendungsbeispielen die Ermittlung des Temperaturzeitverlaufs eines natürlichen Brandes mit dem vereinfachten Brandmodell der Realbrand-

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

kurven demonstriert werden. Als Bemessungsbrand wird eine Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5 berücksichtigt. Dabei wird (mit Ausnahme von Anwendungsbeispiel 5) keine brandschutztechnische Infrastruktur berücksichtigt. Durch Eingriff der Feuerwehr bzw. bei Vorhandensein einer Sprinkleranlage kann der Verlauf der im Brand frei gesetzten Energie beeinflusst werden, so dass der abfallende Ast der Energiefreisetzungsrates früher erreicht wird bzw. die maximale Energiefreisetzungsrates reduziert wird.

Für die Anwendungsbeispiele wird der mit der Realbrandkurve ermittelte Temperaturzeitverlauf mit der mit dem allgemeinen Brandmodell CFAST berechneten Heißgastemperaturzeitkurve, der ETK sowie in einigen Fällen mit dokumentierten Versuchsergebnissen verglichen. In den Anwendungsbeispielen 1 und 2 wird ein Bürobrand mit ventilationsgesteuerten bzw. brandlastgesteuerten Verhältnissen untersucht. Anwendungsbeispiel 3 liegt die Daten des Naturbrandversuchs Lehrte 2 (Büro) [1-11] zugrunde, hier wird die detaillierte Ermittlung der Wärmeeindringzahl b gezeigt. In Anwendungsbeispiel 4 ist gegenüber Anwendungsbeispiel 3 nur die Brandlastdichte erhöht worden (Wohnnutzung), ihm liegen die Daten des Naturbrandversuchs Lehrte 8 [1-11] zugrunde. Für Anwendungsbeispiel 5 (Bürogebäude in Zellenbauweise) wird das Einsetzen der Löscharbeiten 25 Minuten nach Brandausbruch berücksichtigt.

Bei allen Anwendungsbeispielen wird eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit ($t_g = 300$ s) unterstellt.

1.3.2 Anwendungsbeispiel 1 - Brand in mittelgroßem Büroraum

Der Büroraum hat eine Grundfläche von $A_f = 100$ m². Die Höhe beträgt $H = 2,70$ m. Die Fensterflächen betragen $A_w = 10$ m², die gemittelte Höhe der Fenster beträgt $h_w = 1,20$ m.

Wärmeeindringzahl b :

Die Umfassungsbauteile des Büroraums bestehen aus Stahlbeton und können in die Einflussgruppe 2 nach Tabelle 1.2 eingeordnet werden. Entsprechend Tabelle 1.2 ermittelt sich die Wärmeeindringzahl der Umfassungsbauteile somit zu $b = 1500$ J/(m²s^{0,5}K).

Brandlastdichte q :

Für Büronutzungen ergibt sich nach Tabelle 5-2 in Abschnitt 5.2.5.1 eine vorhandene Brandlastdichte von $q = 511$ MJ/m².

Somit sind alle Eingangsgrößen für die Berechnung der Realbrandkurve bekannt:

Grundfläche	$A_f = 100$ m ²
Höhe	$H = 2,70$ m
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 10,95$ m ^{3/2}
Öffnungsfaktor	$O = 0,036$ m ^{1/2}
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 308,0$ m ²
Umfassungsfläche (ohne Öffnungen)	$A_T = 298,0$ m ²
Gesamtbrandlast für $q_x = 511$ MJ/m ²	$Q_{511} = 51100$ MJ
Wärmeeindringzahl	$b = 1500$ J/(m ² s ^{0,5} K)

Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5.2.2:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN} (\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN} (1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_f) = \text{MIN} (13,25; 25,0)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,v} = 13,25 \text{ MW}$$

Es liegt ein ventilationsgesteuerter Brand mit einer maximalen Energiefreisetzungsrate von $\dot{Q}_{\max} = 13,25 \text{ MW}$ vor. Zunächst wird der Brandverlauf für die fiktive Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ berechnet. Anschließend kann der abfallende Ast der Realbrandkurve für die tatsächlich vorliegende Brandlastdichte von $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$ bestimmt werden.

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 100,0 = 130000 \text{ MJ}$$

$$t_1 = \sqrt{(t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max})} = \sqrt{(300^2 \cdot 13,25)} = 1092 \text{ s} \approx 18 \text{ min}$$

$$Q_1 = 1/t_g^2 \cdot \frac{t_1^3}{3} = 1/300^2 \cdot \frac{1092^3}{3} = 4823 \text{ MJ}$$

für $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 = 0,7 \cdot 130000 - 4823 = 86177 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_2 = Q_2 / \dot{Q}_{\max} = 86177 / 13,25 = 6504 \text{ s} \Rightarrow t_2 = 7596 \text{ s} \approx 127 \text{ min}$$

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q = 0,3 \cdot 130000 = 39000 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_3 = 2 \cdot Q_3 / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 39000 / 13,25 = 5886 \text{ s} \Rightarrow t_3 = 13482 \text{ s} \approx 225 \text{ min}$$

für $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q_1 = 4823 \text{ MJ} < 0,7 \cdot Q_{511} = 35770 \text{ MJ}$$

$$Q_{2,511} = 0,7 \cdot Q_{511} - Q_1 = 0,7 \cdot 51100 - 4823 = 30947 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{2,511} = Q_{2,511} / \dot{Q}_{\max} = 30947 / 13,25 = 2336 \text{ s} \Rightarrow t_{2,511} = 3428 \text{ s} \approx 57 \text{ min}$$

$$Q_{3,511} = 0,3 \cdot Q_{511} = 0,3 \cdot 51100 = 15330 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{3,511} = 2 \cdot Q_{3,511} / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 15330 / 13,25 = 2313 \text{ s} \Rightarrow t_{3,511} = 5741 \text{ s} \approx 96 \text{ min}$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

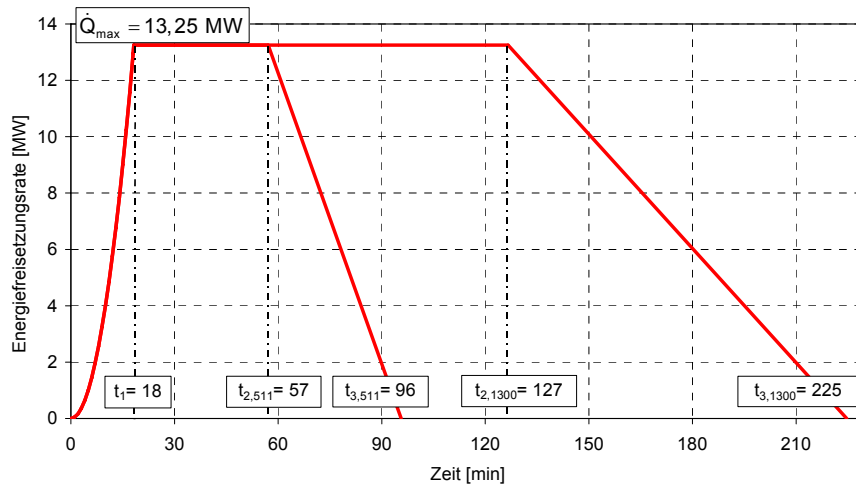


Bild 1.10 Energiefreisetzungsrate Brand in mittelgroßem Büroraum (Anwendungsbeispiel 1)

Für den ventilationsgesteuerten Brand ergibt sich nach Abschnitt 1.2.3.3 für die Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$:

$$T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 \cdot b + 1175 = 782^\circ\text{C}$$

$$T_2 = (0,004 \cdot b - 17) \cdot 1/O - 0,4 \cdot b + 2175 = 1266^\circ\text{C}$$

$$T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 \cdot b + 1060 = 679^\circ\text{C}$$

Für die vorhandene Brandlastdichte von $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$ ermittelt sich:

$$T_{2,511} = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t_{2,511} - t_1)/(t_2 - t_1)} + T_1 = (1266 - 782) \cdot \sqrt{(57 - 18)/(127 - 18)} + 782 = 1072^\circ\text{C}$$

$$T_{3,511} = (T_3 / \log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t_{3,511} + 1) = (679 / \log_{10}(225 + 1)) \cdot \log_{10}(96 + 1) = 573^\circ\text{C}$$

Hiermit sind die charakteristischen Werte der Realbrandkurve bekannt. Durch Einsetzen in Gleichung (1.9) bis (1.11) kann der gesamte Kurvenverlauf z. B. mit Hilfe eines Tabellenkalkulationsprogramms berechnet und dargestellt werden. In Bild 1.16 sind neben der Realbrandkurve zum Vergleich die mit dem Zonenmodell CFAST berechnete Heißgastemperaturzeitkurve und die ETK dargestellt. Die Abweichung der Realbrandkurve von der Heißgastemperaturzeitkurve ist relativ gering, mit der Realbrandkurve wird die thermische Einwirkung des natürlichen Brandes gut wiedergegeben.

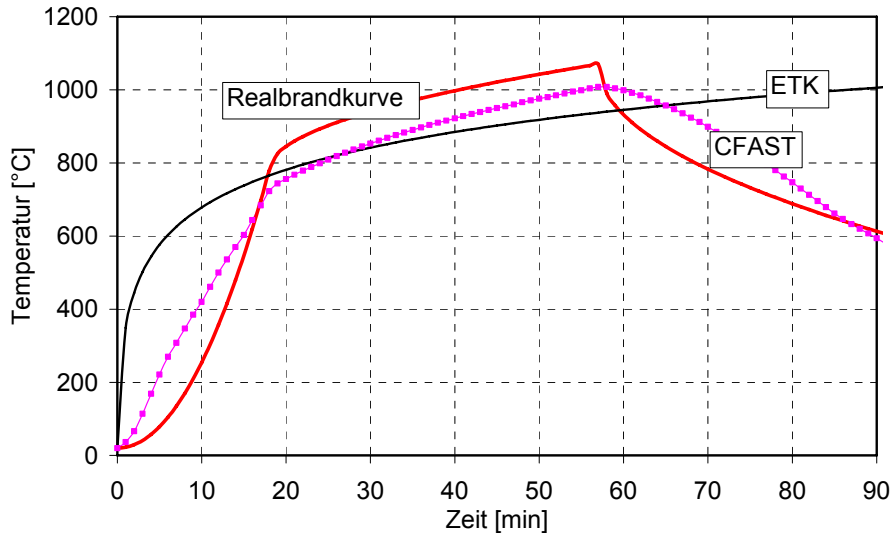


Bild 1.11 Vergleich von Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve (CFAST) eines Büroraumbrandes mit der ETK (Anwendungsbeispiel 1)

1.3.3 Anwendungsbeispiel 2 - Brand in Büroraum

Der Büroraum hat eine Grundfläche von $A_f = 16 \text{ m}^2$. Die Höhe beträgt $H = 3,00 \text{ m}$. Der Büroraum besitzt große Fensterflächen von $A_w = 8 \text{ m}^2$, die gemittelte Höhe der Fenster beträgt $h_w = 2,50 \text{ m}$.

Wärmeeindringzahl b :

Die Umfassungsbauteile des Büroraums können in die Einflussgruppe 2 nach Tabelle 1.2 eingeordnet werden. Die Wärmeeindringzahl der Umfassungsbauteile ergibt sich somit zu $b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$.

Brandlastdichte q :

Für Büronutzungen kann nach Tabelle 5-2 in Abschnitt 5.2.5.1 vereinfacht eine vorhandene Brandlastdichte von $q = 511 \text{ MJ}/\text{m}^2$ angesetzt werden.

Somit sind alle Eingangsgrößen für die Berechnung der Realbrandkurve bekannt:

Grundfläche	$A_f = 16 \text{ m}^2$
Höhe	$H = 3,00 \text{ m}$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 12,65 \text{ m}^{3/2}$
Öffnungsfaktor	$O = 0,158 \text{ m}^{1/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 80,0 \text{ m}^2$
Umfassungsfläche (ohne Öffnungen)	$A_T = 72,0 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q_x = 511 \text{ MJ}/\text{m}^2$	$Q_{511} = 8176 \text{ MJ}$
Wärmeeindringzahl	$b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$

Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5.2.2:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN} (\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN} (1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_f) = \text{MIN} (15,31 ; 4,0)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,f} = 4,0 \text{ MW} \Rightarrow \text{brandlastgesteuerter Brand}$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

Realbrandkurve für fiktive Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 16,0 = 20800 \text{ MJ}$$

$$t_1 = 600 \text{ s} = 10 \text{ min}; Q_1 = 800 \text{ MJ}$$

$$Q_2 = 13760 \text{ MJ}; t_2 = 4040 \text{ s} \approx 67 \text{ min}$$

$$Q_3 = 6240 \text{ MJ}; t_3 = 7160 \text{ s} \approx 119 \text{ min}$$

für $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q_{2,511} = 4923 \text{ MJ}; t_{2,511} = 1831 \text{ s} \approx 31 \text{ min}$$

$$Q_{3,511} = 2453 \text{ MJ}; t_{3,511} = 3057 \text{ s} \approx 51 \text{ min}$$

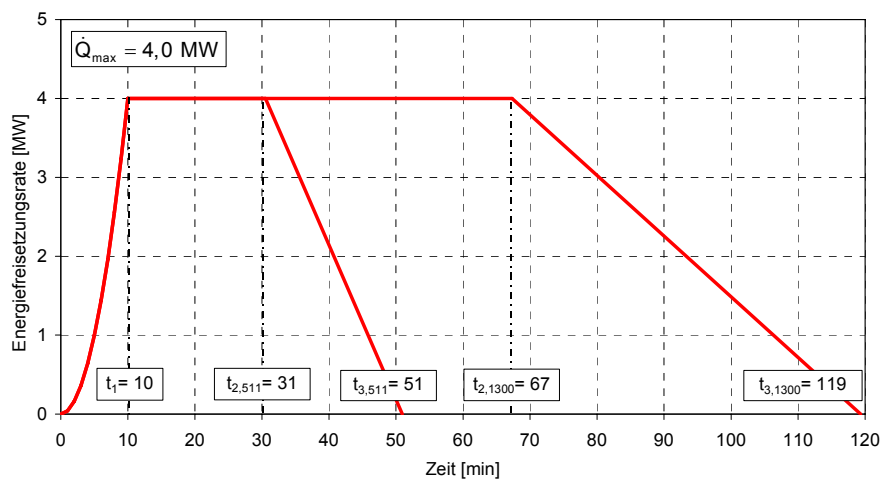


Bild 1.12 Energiefreisetzungsrates Brand Büroraum (Anwendungsbeispiel 2)

Für den brandlastgesteuerter Brand gilt nach Gleichung (1.8):

$$k = (\dot{Q}_{\max}^2 / (A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b))^{1/3} = 0,0195$$

Daraus folgt nach Gleichung (1.5) bis (1.7):

$$T_1 = 24000 \cdot k + 20 = 565^\circ\text{C}$$

$$T_2 = 33000 \cdot k + 20 \leq 1340^\circ\text{C} \Rightarrow T_2 = 769^\circ\text{C}$$

$$T_3 = 16000 \cdot k + 20 = 383^\circ\text{C}$$

Für die vorhandene Brandlastdichte von $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$ ermittelt sich:

$$T_{2,511} = 689^\circ\text{C}$$

$$T_{3,511} = 316^\circ\text{C}$$

In Bild 1.13 sind neben der Realbrandkurve zum Vergleich die mit dem Zonenmodell CFAST berechnete Heißgastemperaturzeitkurve und die ETK dargestellt. Die Abweichung der Realbrandkurve von der Heißgastemperaturzeitkurve ist relativ gering, mit der Realbrandkurve wird die thermische Einwirkung des natürlichen Brandes gut wiedergegeben.

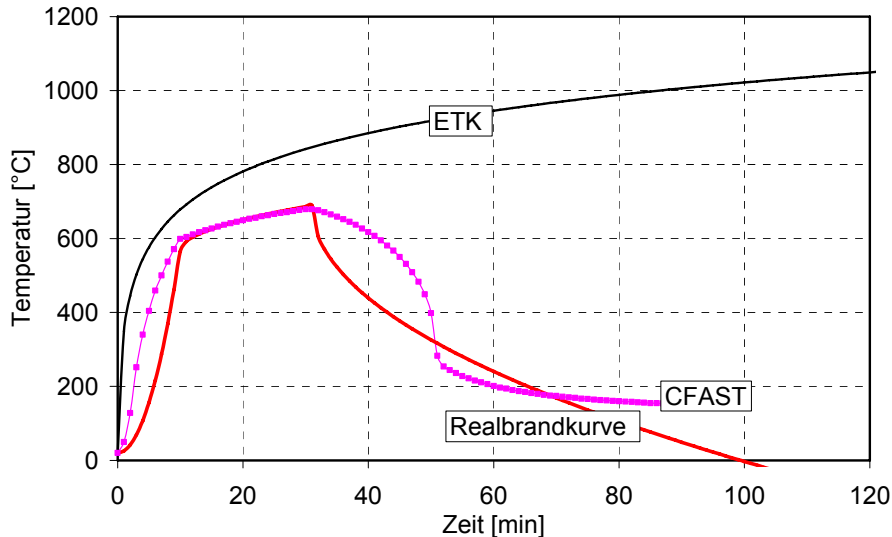


Bild 1.13 Vergleich von Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve (CFAST) eines Büroraumbrandes mit der ETK (Anwendungsbeispiel 2)

1.3.4 Anwendungsbeispiel 3 - Büroraum

In Bild 1.14 ist der Grundriss einer Wohnung dargestellt. Für das Eckbüro ($W / D / H = 5,05 \text{ m} / 3,60 \text{ m} / 2,50 \text{ m}$) soll der Temperaturzeitverlauf eines natürlichen Brandes berechnet werden. Die vorhandene Brandlast ist gleichförmig verteilt und beträgt $q_x = 472 \text{ MJ/m}^2$.

Geometrie und Ventilationsöffnungen:

$$\text{Grundfläche: } A_f = 3,60 \cdot 5,05 = 18,18 \text{ m}^2$$

$$\text{Fläche aller Wände: } A_{\text{Wände}} = 2 \cdot (3,60 + 5,05) \cdot 2,50 = 43,2 \text{ m}^2$$

Gesamtfläche aller Ventilationsöffnungen (Fenster):

$$A_w = 1,76 \cdot 1,51 + 0,89 \cdot 1,90 = 4,35 \text{ m}^2$$

Gewichtetes Mittel der Fensterhöhen in allen Wänden:

$$h_w = \frac{(1,76 \cdot 1,51) \cdot 1,51 + (0,89 \cdot 1,90) \cdot 1,90}{(1,76 \cdot 1,51) + (0,89 \cdot 1,90)} = 1,66 \text{ m}$$

Gesamtfläche der Raumphülle einschließlich Öffnungen:

$$A_t = 2 \cdot (3,60 + 5,05) \cdot 2,50 + 2 \cdot (3,60 \cdot 5,05) = 79,0 \text{ m}^2$$

$$\text{Öffnungsfaktor: } O = A_w \cdot \frac{\sqrt{h_w}}{A_t} = 4,35 \cdot \frac{\sqrt{1,66}}{79,5} = 0,07$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

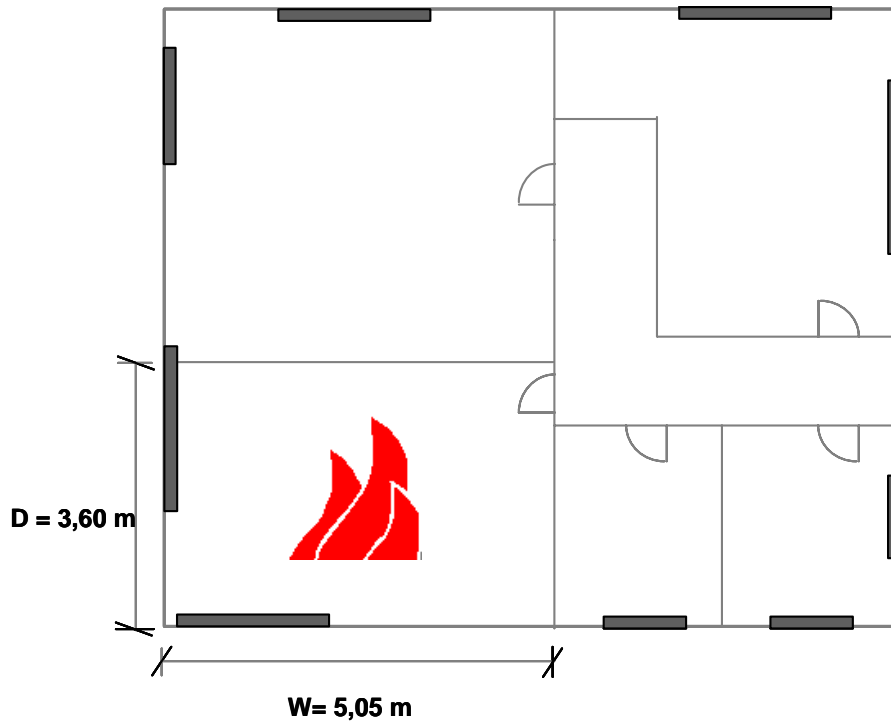


Bild 1.14 Grundriss der Nutzungseinheit (Anwendungsbeispiel 3)

Wärmeeindringzahl b:

Die Wände bestehen aus Mauerwerk (s = 24 cm mit ca. 1 cm Gipsputz). Die Decke und der Fußboden sind aus Stahlbeton (s = 14 cm). Die thermischen Eigenschaften der umfassenden Bauteile sind in Tabelle 1.3 zusammengestellt (Auszug aus Tabelle 1.1).

Tabelle 1.3 Thermische Eigenschaften der umfassenden Bauteile (Anwendungsbeispiel 3)

Baustoffe	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Rohdichte*) ρ_i [kg/m ³]	spezifische Wärme c_p [J/(kg·K)]	Wärmeeindringzahl b*) J/(m ² ·√s·K)
Stahlbeton	2,1	2400	1031	2280
Mauerwerk (KS)	0,99	1800	978	1320
Gipsputz	0,35	1200	1000	648

Für die Wände ermittelt sich die Wärmeeindringzahl b_{Wand} entsprechend Abschnitt 1.2.5.4.

Gipsputz:

$$b_{\text{Wand},1} = \sqrt{1200 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 1000 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \cdot 0,35 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}} = 648 \text{ J}/(\text{m}^2 \text{s}^{0,5} \text{K})$$

Mauerwerk:

$$b_{\text{Wand},2} = \sqrt{1800 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 978 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \cdot 0,99 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}} = 1320 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$$

Da $b_1 < b_2$ ist, und somit aus brandschutztechnischer Sicht den ungünstigsten Fall darstellt, bestimmt sich die Wärmeeindringzahl b_{Wand} zu:

$$b_{\text{Wand}} = b_1 = 648 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K}).$$

Für die Decke und den Fußboden ermittelt sich die Wärmeeindringzahl b_{DFb}

Stahlbeton:

$$b_{\text{DFb}} = \sqrt{2400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 1000 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \cdot 2,1 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}} = 2280 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$$

Die Wärmeeindringzahl b für den gesamten Raum ermittelt sich nach Gleichung (1.21):

$$b = \left(\frac{\sum_{i=1}^n (b_i \cdot A_i)}{A_t - A_w} \right)$$

$$b = \frac{648 \cdot (43,2 \text{ m}^2 - 4,35 \text{ m}^2) + 2280 \cdot 18,18 \text{ m}^2 \cdot 2}{79,0 \text{ m}^2 - 4,35 \text{ m}^2} = 1448 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$$

Somit sind alle Eingangsgrößen für die Berechnung der Realbrandkurve bekannt:

Grundfläche	$A_f = 18,18 \text{ m}^2$
Höhe	$H = 2,50 \text{ m}$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 5,60 \text{ m}^{3/2}$
Öffnungsfaktor	$O = 0,07 \text{ m}^{1/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 79,0 \text{ m}^2$
Umfassungsfläche (ohne Öffnungen)	$A_T = 74,65 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q_x = 472 \text{ MJ/m}^2$	$Q_{511} = 8581 \text{ MJ}$
Wärmeeindringzahl	$b = 1448 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$

Energiefreisetzungsrates nach Abschnitt 5.2.2:

$$\dot{Q}_{\text{max}} = \text{MIN} (\dot{Q}_{\text{max},v}; \dot{Q}_{\text{max},f}) = \text{MIN} (1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_f) = \text{MIN} (6,78 ; 4,55)$$

$$\dot{Q}_{\text{max}} = \dot{Q}_{\text{max},f} = 4,55 \text{ MW} \Rightarrow \text{brandlastgesteuerter Brand}$$

Realbrandkurve für fiktive Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 18,18 = 23634 \text{ MJ}$$

$$t_1 = 640 \text{ s} = 11 \text{ min}; Q_1 = 969 \text{ MJ}$$

$$Q_2 = 15575 \text{ MJ}; t_2 = 4063 \text{ s} \approx 68 \text{ min}$$

$$Q_3 = 7090 \text{ MJ}; t_3 = 7180 \text{ s} \approx 120 \text{ min}$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

für $q_x = 472 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_{2,472} = 5037 \text{ MJ}; t_{2,472} = 1747 \text{ s} \approx 29 \text{ min}$$

$$Q_{3,472} = 2574 \text{ MJ}; t_{3,472} = 2881 \text{ s} \approx 48 \text{ min}$$

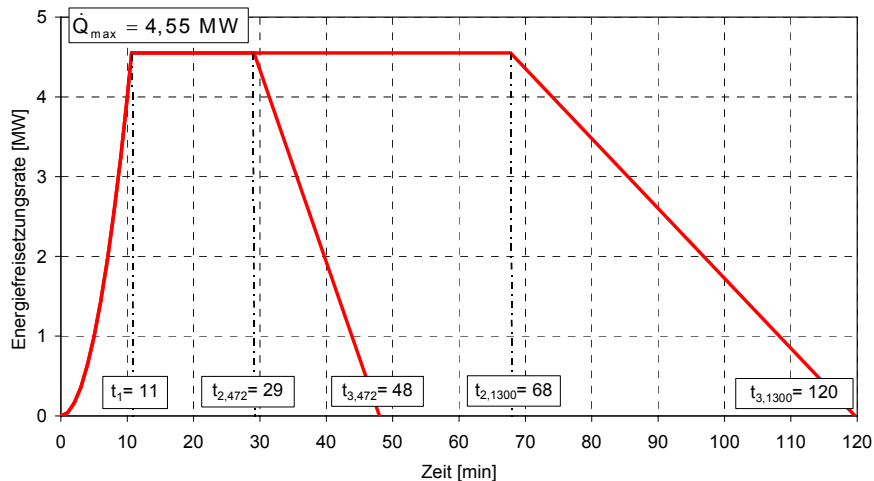


Bild 1.15 Energiefreisetzungsrate Brand im Büroraum (Anwendungsbeispiel 3)

Für den brandlastgesteuerter Brand gilt nach Gleichung (1.8):

$$k = (\dot{Q}_{\max}^2 / (A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b))^{1/3} = 0,035$$

Daraus folgt nach Gleichung (1.5) bis (1.7):

$$T_1 = 24000 \cdot k + 20 = 849^\circ\text{C}$$

$$T_2 = 33000 \cdot k + 20 \leq 1340^\circ\text{C} \Rightarrow T_2 = 1159^\circ\text{C}$$

$$T_3 = 16000 \cdot k + 20 = 572^\circ\text{C}$$

Für die vorhandene Brandlastdichte von $q_x = 511 \text{ MJ/m}^2$ ermittelt sich:

$$T_{2,511} = 1023^\circ\text{C}$$

$$T_{3,511} = 464^\circ\text{C}$$

In Bild 1.16 sind neben der Realbrandkurve zum Vergleich die im Versuch Lehrte 2 (Büro) [1-11] gemessene Temperatur, die mit CFAST berechnete Heißgastemperaturzeitkurve und die ETK dargestellt. Die Abweichung der Realbrandkurve von der Messkurve ist relativ gering, mit der Realbrandkurve wird die thermische Einwirkung des natürlichen Brandes gut wiedergegeben.

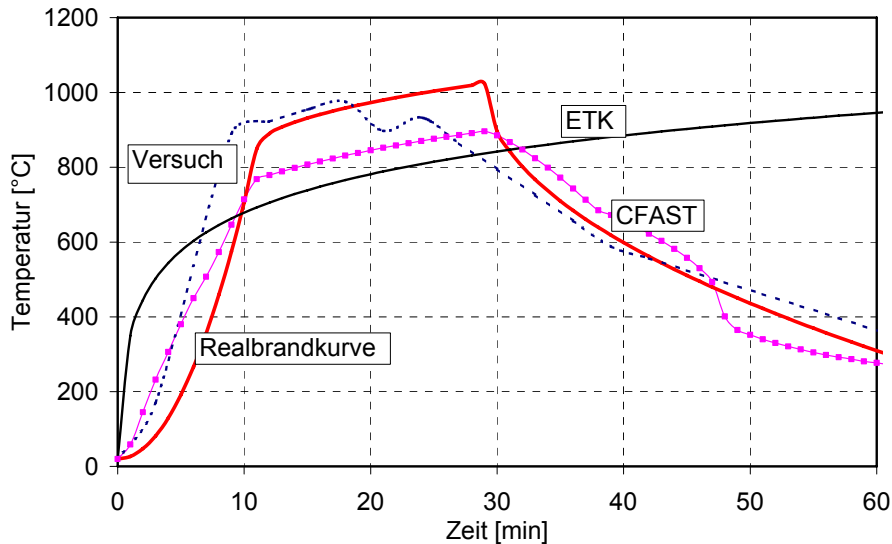


Bild 1.16 Vergleich von Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve (CFAST) und Temperaturzeitverlauf im Versuch Lehrte 2 (Büro) [1-11] eines Wohnraumbrandes mit der ETK (Anwendungsbeispiel 1)

1.3.5 Anwendungsbeispiel 4 – Wohnraum

Es herrschen die gleichen Randbedingungen wie in Anwendungsbeispiel 3, nur die Brandlastdichte ist mit $q_x = 1089 \text{ MJ/m}^2$ höher.

Eingangsgrößen für die Berechnung der Realbrandkurve:

Grundfläche	$A_f = 18,18 \text{ m}^2$
Höhe	$H = 2,50 \text{ m}$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 5,60 \text{ m}^{3/2}$
Öffnungsfaktor	$O = 0,07 \text{ m}^{1/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 79,0 \text{ m}^2$
Umfassungsfläche (ohne Öffnungen)	$A_T = 74,65 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q_x = 1089 \text{ MJ/m}^2$	$Q_{1089} = 19798 \text{ MJ}$
Wärmeeindringzahl	$b = 1448 \text{ J}/(\text{m}^2 \text{ s}^{0,5} \text{ K})$

Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5.2.2:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN}(\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN}(1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_f) = \text{MIN}(6,78; 4,55)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,f} = 4,55 \text{ MW} \Rightarrow \text{brandlastgesteuerter Brand}$$

Realbrandkurve für fiktive Referenzbrandlastdichte s. Anwendungsbeispiel 3.

Für die vorhandene Brandlastdichte von $q_x = 1089 \text{ MJ/m}^2$ ermittelt sich:

$$Q_{2,1089} = 12890 \text{ MJ}; t_{2,1089} = 3476 \text{ s} \approx 58 \text{ min}$$

$$Q_{3,1089} = 5939 \text{ MJ}; t_{3,1089} = 6089 \text{ s} \approx 101 \text{ min}$$

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

$$T_{2,1089} = 1064^{\circ}\text{C}$$

$$T_{3,1089} = 520^{\circ}\text{C}$$

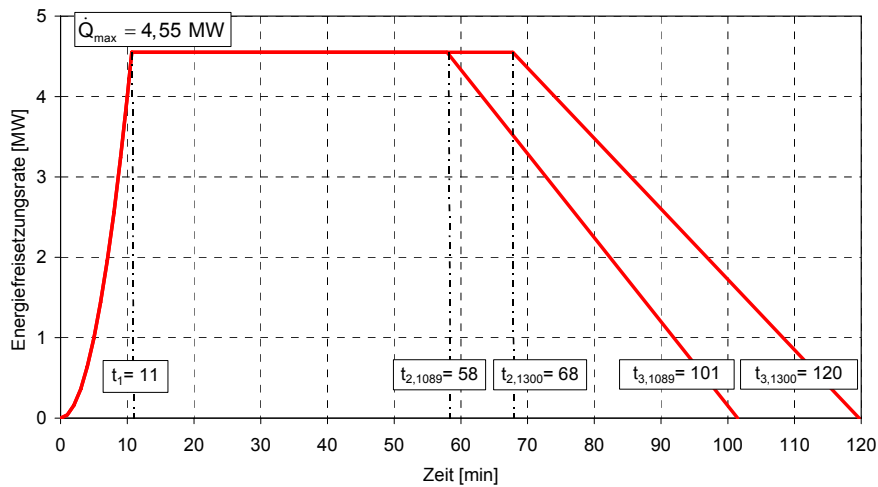


Bild 1.17 Energiefreisetzungsrate Brand in Wohnraum (Anwendungsbeispiel 4)

In Bild 1.16 sind neben der Realbrandkurve zum Vergleich die im Versuch Lehrte 8 [1-11] gemessene Temperatur, die mit CFAST berechnete Heißgastemperaturzeitkurve und die ETK dargestellt. Die Abweichung der Realbrandkurve von der Messkurve ist relativ gering, mit der Realbrandkurve wird die thermische Einwirkung des natürlichen Brandes gut wiedergegeben.

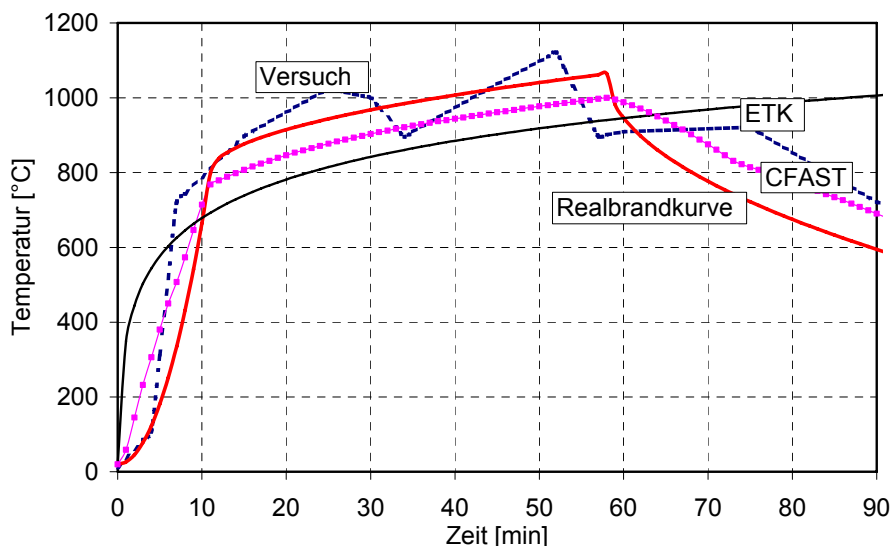


Bild 1.18 Vergleich von Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve (CFAST) und Temperaturzeitverlauf im Versuch Lehrte 8 [1-11] eines Wohnraumbrandes mit der ETK (Anwendungsbeispiel 4)

1.3.6 Anwendungsbeispiel 5 – Büro mit sukzessiver Brandausbreitung

In einem Bürogebäude in Raumzellenbauweise mit einer Geschossfläche von 400 m² soll der Verlauf eines natürlichen Brandes berechnet werden. Der Brand entsteht in einer Büro-

Raumzelle und breitet sich sukzessive auf die benachbarten Zellen aus. Zwischen den einzelnen Raumzellen befinden sich leichte Trennwände in Trockenbauweise (Zellenbauweise), die in keine Feuerwiderstandsklasse einzuordnen sind (Abschnitt 5.2.3). In Bild 1.19 ist der Grundriss dargestellt. Die vorhandene Brandlastdichte beträgt $q_x = 576 \text{ MJ/m}^2$.

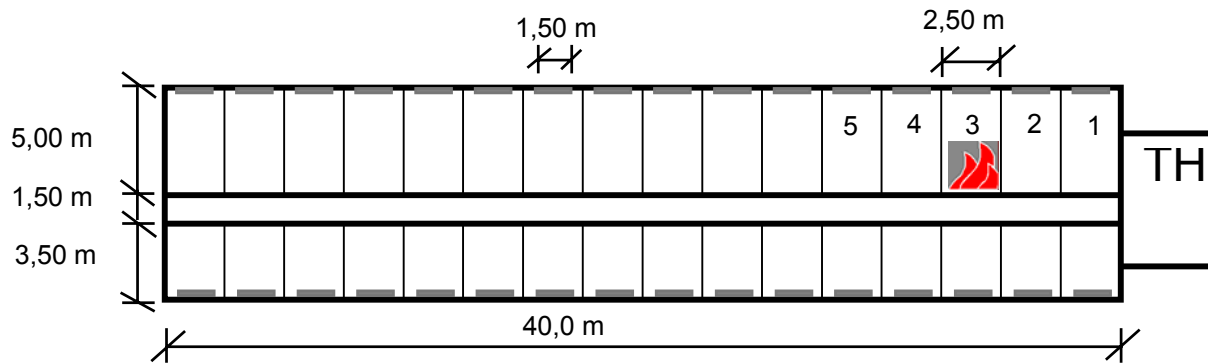


Bild 1.19 Grundriss der Nutzungseinheit mit Bürozellen

Als Brandszenario wird ein durch einen brennenden Papierkorb verursachter Brand in Bürozele 3 angenommen. Die Zwischenwände der Bürozele hemmen die Brandausbreitung. Der Brand wird sich sukzessive von Bürozele zu Bürozele ausbreiten, bis der gesamte Abschnitt in Flammen steht. Die Zellenwände zu den angrenzenden Zellen 2 und 4 versagen bei einer Temperatur von 300°C auf der brandabgewandten Seite. In diesem Bereich liegt z. B. die Entzündungstemperatur von Holz. Der Versagenszeitpunkt der Zellenwand bei einem natürlichen Brand kann in Anlehnung an die Methode der äquivalenten Branddauer bestimmt werden.

Die Energiefreisetzungsrage steigt für den nun die Zellen 2 bis 4 umfassenden größeren Brandraum mit zusätzlicher Brandlast und größeren Öffnungsflächen entsprechend an (Bild 1.20). Der Brand wird heftiger, die Zeit bis zum Versagen der nächsten Zellenwand kürzer. Daher kann beim „2. Zellendurchbruch“ in die angrenzenden Zellen 1 und 5 vereinfachend von einem Vollbrand in der gesamten Nutzungseinheit ($A_f = 400 \text{ m}^2$) mit entsprechender Energiefreisetzungsrage ausgegangen werden (Abschnitt 5.2.2) [1-5]. Mit dem Eingriff der Feuerwehr nach 25 Minuten fällt die Energiefreisetzungsrage.

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

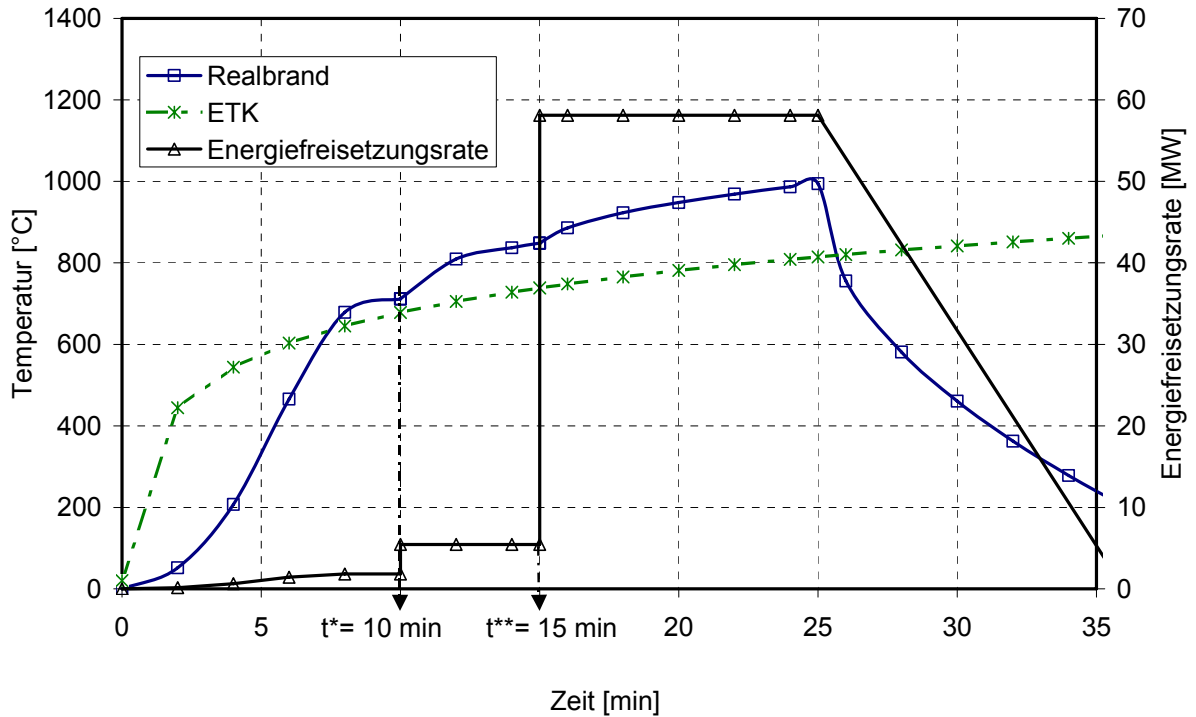


Bild 1.20 Verlauf der Energiefreisetzungsrate und der Heißgastemperatur (Realbrandkurve) bei sukzessiver Brandausbreitung in Bürozellen im Vergleich zur ETK

Eingangsgrößen zur Berechnung der Realbrandkurve:

Abmessungen	$W = 5,0 \text{ m}; D = 2,50 \text{ m}; H = 2,80 \text{ m}$
Öffnungen	$A_w = 1,5 \text{ m}^2; h_w = 1,0 \text{ m}$
Umfassungsbauteile	$b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$
Brandlastdichte	$q = 576 \text{ MJ}/\text{m}^2$

Aus den Eingangsgrößen ergibt sich für den Brand in Zelle 3:

Grundfläche	$A_f = 12,5 \text{ m}^2$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 1,50 \text{ m}^{3/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 67,0 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q_x = 576 \text{ MJ}/\text{m}^2$	$Q_{576} = 7200 \text{ MJ}$

Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 1.2.3.2:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN} (\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN} (1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_f) = \text{MIN} (1,82 ; 3,13)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,v} = 1,82 \text{ MW} \Rightarrow \text{ventilationsgesteuerter Brand}$$

Realbrandkurve für fiktive Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ}/\text{m}^2$:

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 12,5 = 16250 \text{ MJ}$$

$$t_1 = 405 \text{ s} \approx 7 \text{ min}; Q_1 = 246 \text{ MJ}$$

$$Q_2 = 11129 \text{ MJ}; t_2 = 6520 \text{ s} \approx 109 \text{ min}$$

$$Q_3 = 4875 \text{ MJ}; t_3 = 11877 \text{ s} \approx 198 \text{ min}$$

für $q_x = 576 \text{ MJ/m}^2$:

$$Q_{2,576} = 4794 \text{ MJ}; t_{2,576} = 3039 \text{ s} \approx 51 \text{ min}$$

$$Q_{3,576} = 2160 \text{ MJ}; t_{3,576} = 5413 \text{ s} \approx 90 \text{ min}$$

Für den ventilationsgesteuerten Brand ergibt sich für die Referenzbrandlastdichte von $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$:

$$T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 \cdot b + 1175 = 634^\circ\text{C}$$

$$T_2 = (0,004 \cdot b - 17) \cdot 1/O - 0,4 \cdot b + 2175 = 1084^\circ\text{C}$$

$$T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 \cdot b + 1060 = 597^\circ\text{C}$$

Für die vorhandene Brandlastdichte von $q_x = 576 \text{ MJ/m}^2$ ermittelt sich:

$$T_{2,511} = 930^\circ\text{C}$$

$$T_{3,511} = 509^\circ\text{C}$$

Die Ergebnisse für einen Brand in Zelle 3 sind in Tabelle 1.4, Spalte 3 zusammengefasst. Die Zellenwände zu den benachbarten Zellen 2 und 4 versagen bei einer Temperatur von 300°C auf der brandabgekehrten Seite, die in diesem Beispiel nach $t^* = 10 \text{ min}$ erreicht wird. Dem Brand steht nun ein vergrößerter Brandraum (Zellen 2-4) zur Verfügung (Tabelle 1.4, Spalte 4).

Bei Versagen der Zellenwand breitet sich der Brand in den benachbarten Zellen schnell aus, die Energiefreisetzungsrates steigt zum Zeitpunkt $t^* = t_1 = 600 \text{ s} = 10 \text{ min}$ (Zellenwanddurchbruch) auf das Maximum (Bild 1.20). Die bisher durch den Brand in Zelle 3 aufgezehrte Brandlast Q^* beträgt zum Zeitpunkt $t^* = 600 \text{ s}$:

$$Q^* = Q_{1,1Z} + (t^* - t_{1,1Z}) \cdot Q_{\text{max},1Z} = 246 + 195 \cdot 1,82 = 601 \text{ MJ}$$

Der Versagenszeitpunkt t^{**} für die Zellenwände der zu den Bürozellen 2-4 benachbarten Zellen 1 und 5 wird nach dem Äquivalenzprinzip zu $t^{**} = 15 \text{ min}$ ermittelt. Aufgrund der nun sehr schnell erfolgenden Brandausbreitung wird ein Brand in der gesamten Nutzungseinheit (Geschoss) mit $A_f = 400 \text{ m}^2$ angesetzt (Tabelle 1.4, Spalte 5).

Das Einsetzen der Löschmaßnahmen der Feuerwehr erfolgt 25 Minuten nach dem Brandausbruch, was zur Folge hat, dass die Energiefreisetzungsrates sinkt und infolgedessen die Temperatur im Brandraum fällt (Bild 1.20).

Tabelle 1.4 Brandschutztechnische Bemessung eines Bürogebäudes in Zellenbauweise mit Realbrandkurven

Parameter (1)	Dimension (2)	Zelle 3 (3)	Zelle 2-4 (4)	Geschoss (5)
A_f	[m ²]	12,5	37,5	400,0
$A_w * h_w^{0,5}$	[m ^{3/2}]	1,50	4,50	48,0
O	[m ^{1/2}]	0,0224	0,0310	0,0444
Q'_{max}	[MW]	1,82	5,45	58,1
Q	[MJ]	16250	48750	520000
T ₁	[°C]	634	743	828
T ₂	[°C]	1084	1221	1327
T ₃	[°C]	597	659	707
Q ₅₇₆	[MJ]	7200	21600	230400
T _{2,576}	[°C]	930	1055	983
T _{3,576}	[°C]	509	564	455

1.4 Fazit

Aufgrund der fehlenden Beziehung der parametrischen Temperaturzeitkurven in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang A (Parameterkurven) zu einem Bemessungsbrand mangelt es ihnen an einer belastbaren physikalische Grundlage, sie sind einzig an Versuchen (zum Teil nachträglich) kalibriert. Aus diesem Sachverhalt ergibt sich eine Anwendungsbeschränkung des Verfahrens, da die Brandversuche nur in Brandräumen mit begrenzter Größe und Brandlast durchgeführt werden konnten. Mit den Parameterkurven lässt sich der zeitliche Verlauf eines natürlichen Brandes nicht realistisch erfassen.

Der Eurocode 1 Teil 1-2 gibt grundsätzlich die Möglichkeit, vereinfachte Brandmodelle im Nationalen Anhang vorzugeben. Unter der Voraussetzung, dass die Gastemperaturen auf Grundlage physikalischer Parameter berechnet werden, die mindestens die Brandlastdichte sowie die Ventilationsverhältnisse berücksichtigen, kann nach Eurocode 1 Teil 1-2 Abschnitt 3.3.1.2 das Verfahren „zur Berechnung der Erwärmungsbedingungen“ vorgegeben werden.

Aufgrund der beschriebenen Defizite und Nachteile der Parameterkurven wurde im Rahmen des Forschungsvorhaben „Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise“ [HOS02.3] ein konkurrierendes vereinfachtes Brandmodell entwickelt, mit dem der Temperaturzeitverlauf in der Heißgasschicht in kleinen und mittelgroßen Räumen als sogenannte Realbrandkurven realistisch berechnet werden kann. Beispielrechnungen anhand von Anwendungsbeispielen zeigen, dass mit dem vereinfachten Brandmodell der Realbrandkurven im Vergleich zu Brandversuchen und Temperaturzeitverläufen allgemeiner Brandmodelle gute Ergebnisse erzielt werden können.

1.5 Literaturhinweise

- [1-1] Magnusson, S. E. et al.: Temperature-time curves of complete process of fire development. Bulletin 16. Lund (Sweden), Institute of Technology, 1970.
- [1-2] Feasey, R.; Buchanan, A.: Post-flashover fires for structural design. In: Fire Safety Journal 37. Kidlington, Oxford: Elsevier, (2002), S. 83-105.
- [1-3] Barnett, C. R.; Clifton, G. C.: Examples of fire engineering design for steel members, using a standard curve versus a new parametric curve. In: Structures in Fire, Second International Workshop, 18.-19. March 2002, Conference Proceedings, Christchurch (New Zealand), University of Canterbury (2002), S. 381-394.
- [1-4] Zhongcheng M.; Mäkeläinen, P.: Parametric temperature-time curves of medium compartment fires for structural design. In: Fire Safety Journal 34. Kidlington, Oxford: Elsevier (2000), S. 361-375.
- [1-5] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Braunschweig: Technische Universität, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2004.
- [1-6] DIN 18232 Teil 2: Rauch- und Wärmefreihaltung; Natürliche Rauchabzugsanlagen (NRA); Bemessung, Anforderungen und Einbau. Berlin: Beuth Verlag, Juni 2003.
- [1-7] Schneider, U.: Ingenieurmethoden im baulichen Brandschutz. Kontakt & Studium. Band 531. Expert-Verlag: Renningen, 2001.
- [1-8] Schleich, J. B. et al.: Natural Fire Safety Concept Full Scale Tests, Implementation in the Eurocodes and Development of an userfriendly design tool. Technical report No. 6 Period from 01.01.2000 - 30.06.2000. CEC Agreement 7210-PA/PB/PC/PD/PE/PF/PR-060. Esch / Alzette, 2000.
- [1-9] DIN V ENV 1991-2-2; Eurocode 2 Teil 2-2: Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke; Einwirkungen auf Tragwerke – Einwirkungen im Brandfall. Berlin: Beuth Verlag, Mai 1997.
- [1-10] Background Document Annex A of prEN 1991-1-2; Parametric Temperature – Time Curves. EC1-1-2/60. 06.06.2001.
- [1-11] Schriftenreihe des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau: Bau- und Wohnforschung, Brandversuche Lehrte, Bericht 04.037. Kassel-Wilhelmshöhe : Thiele & Schwarz, 1978.
- [1-12] Hosser, D; Zehfuß, J.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise, Forschungsvorhaben S 503 im Auftrag der Stiftung Industrieforschung, Köln, Abschlussbericht: Braunschweig: Technische Universität, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2002.
- [1-13] Zehfuß, J.: Risikogerechte brandschutztechnische Bemessung mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude am Beispiel der Stahlbauweise. In: Bauingenieur, Band 77, Juli / August 2002. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag (2002), S. 336-343.
- [1-14] Zehfuß, J.; Hosser, D.: Fire design of multi-storey steel-framed buildings considering realistic natural fires. Advances in Structures (ASSCCA '03), 22.-25. June 2003, Syd-

1 Parametrische Temperaturzeitkurven (Anhang A)

ney (Australia), Volume 1. Lisse; Abingdon; Exton (PA); Tokyo: A. A. Balkema Publishers, 2003, S. 601-605.

[1-15] Musterbauordnung – MBO -: Fassung November 2002.

[1-16] Portier, R. W. et al.: A User's Guide for CFAST Version 1.6. Gaithersburg: United States Department of Commerce Technology Administration, National Institute of Standards and Technology, 1992.

[1-17] Cadorin, J. F.; Franssen, J. M.; Pintea, D.: The Design Fire Tool OZONE, V2.0 - Theoretical Description and Validation on experimental fire tests, 1st DRAFT, 11.06.2001. Liege: University.

[1-18] Zehfuß, J.; Hosser, D.; Haß, S.: Versuchsbericht, Validierungsversuch mit Mobiliarbrandlasten im Rahmen des Forschungsvorhabens: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise. Braunschweig: Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2002.

[1-19] DIN 18230 Teil 1: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer. Berlin: Beuth Verlag, Mai 1998.

2 AUSSENLIEGENDE BAUTEILE (ANHANG B)

2.1 Übersicht

Anhang B beschreibt ein Verfahren zur Berechnung der thermischen Einwirkungen durch eine Öffnung in der Fassade auf außenliegende Bauteile. Neben der Größe und Temperatur der durch die Öffnung austretenden Flammen und den notwendigen Parametern für Wärmestrahlung und Konvektion kann mit den Verfahren auch die maximale Temperatur im Brandraum berechnet werden.

2.2 Hintergrundinformationen

Das vorgestellte Verfahren basiert auf Untersuchungen von Law [2-1, 2-2]. Es unterscheidet die beiden Fälle mit und ohne Zwangsbelüftung. Im Folgenden wird nur das in Kapitel B.4.1 angegebene Verfahren ohne Zwangsbelüftung erläutert, da es sich hierbei um den baupraktisch relevanteren Fall handelt.

Die Energiefreisetzungsrate Q im Brandraum ist aus dem Minimum von

$$Q = (A_f \cdot q_{f,d}) / \tau_F \quad (2.1)$$

oder

$$Q = 3,15 \left(1 - e^{-0,036/O} \right) A_v \left(\frac{h_{eq}}{D/W} \right)^{1/2} \quad (2.2)$$

zu bestimmen. Gleichung (2.1) gibt die Energiefreisetzungsrate eines brandlastgesteuerten, Gleichung (2.2) die eines ventilationsgesteuerten Brandes wieder.

Darin sind:

A_f Grundfläche des Brandraumes

$q_{f,d}$ Bemessungsbrandlastdichte bezogen auf A_f

τ_F Dauer des nicht kontrollierten Brandes; wird mit 1200 s angenommen

O Öffnungsfaktor des Brandraumes mit

$$O = \frac{A_v \cdot \sqrt{h_{eq}}}{A_t} \quad (2.3)$$

A_v Gesamtfläche der vertikalen Öffnungen in allen Fenstern

A_t Oberfläche der Umfassungsbauteile des Brandraumes

h_{eq} gewichtetes Mittel der Fensterhöhen

D/W Verhältnis aus Tiefe des Brandraumes zur Summe aller Fensterbreiten;

2 Außenliegende Bauteile (Anhang B)

wenn nur eine Wand Fenster hat, ist $D/W = \frac{W_2}{w_t}$

haben mehrere Wände Fenster, ist $D/W = \frac{W_2}{W_1} \cdot \frac{A_{v1}}{A_v}$

W_1 Breite der Wand mit der größten Fensterfläche (Wand 1)

W_2 Breite der im rechten Winkel zur Wand 1 stehenden Wand

w_t Summe aller Fensterbreiten

A_{v1} Summe der Fensterflächen der Wand 1

Die Brandlast $q_{f,d}$ muss mindestens 200 MJ/m² betragen.

Die Temperatur des Brandraumes T_f in K ist

$$T_f = 6000 \cdot \left(1 - e^{-0,1/\Omega}\right) \cdot \Omega^{1/2} \cdot \left(1 - e^{-0,00286\Omega}\right) + T_0 \quad (2.4)$$

mit

$$\Omega = \frac{A_f \cdot q_{f,d}}{\sqrt{A_v \cdot A_t}} \quad (2.5)$$

T_0 Anfangstemperatur (293 K)

Die Punkte (3) bis (7) beschreiben die Geometrie der Flammen.

- Flammenhöhe L_L ab Oberkante Fenster gemessen
- Flammenbreite
- Flammentiefe
- Austrittsweite L_H ist der Abstand der Mittelachse der Flammen zur Fassade
- Länge der Flammen L_f entlang der Mittelachse

Eine Übersicht hierzu gibt Bild 2.1.

Die Flammenhöhe L_L wird mit

$$L_L = h_{eq} \cdot \left(2,37 \left(\frac{Q}{A_v \cdot \rho_g \cdot (h_{eq} \cdot g)^{1/2}} \right)^{2/3} - 1 \right) \quad (2.6)$$

berechnet, wobei die Flammenhöhe bei einem negativen Ergebnis zu Null gesetzt wird.

Darin sind

ρ_g innere Gasdichte: 0,45 kg/m³

g Erdbeschleunigung: 9,81 m/s²

Die Flammenbreite entspricht der Breite des Fensters und die Flammentiefe $2/3$ der Fensterhöhe.

Zur Berechnung der Austrittsweite der Flammen wird unterschieden, ob die Fassade oberhalb des Fensters weiterläuft oder nicht.

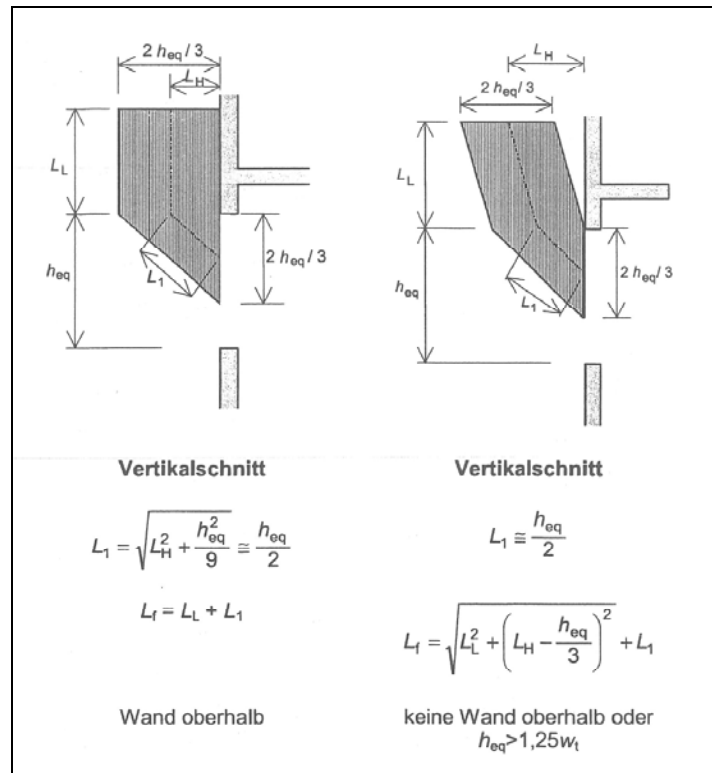


Bild 2.1 Flammenabmessungen ohne Zwangsbelüftung

Befindet sich eine Wand oberhalb des Fensters, kommt je nach Geometrie des Fensters eine der folgenden drei Gleichungen zur Anwendung.

Für $h_{eq} \leq 1,25 w_t$ gilt:

$$L_H = h_{eq} / 3 \quad (2.7)$$

Ist $h_{eq} > 1,25 w_t$ und der Abstand zu jedem anderen Fenster $> 4 w_t$ gilt:

$$L_H = 0,3 h_{eq} \left(h_{eq} / w_t \right)^{0,54} \quad (2.8)$$

In den anderen Fällen gilt:

$$L_H = 0,454 \left(h_{eq} / 2 w_t \right)^{0,54} \quad (2.9)$$

Befindet sich keine Wand oberhalb des Fensters, beträgt die Austrittsweite

$$L_H = 0,6 \cdot h_{eq} \cdot \left(\frac{L_L}{h_{eq}} \right)^{1/3} \quad (2.10)$$

Punkt (7) erläutert die Berechnung der Flammenlänge entlang der Mittelachse. Für den Fall, dass $L_L > 0$ ist, werden die beiden Fälle unterschieden:

2 Außenliegende Bauteile (Anhang B)

Es befindet sich eine Wand oberhalb des Fensters oder $h_{eq} \leq 1,25w_t$:

$$L_f = L_L + \frac{h_{eq}}{2} \quad (2.11)$$

Es befindet sich keine Wand oberhalb des Fensters oder $h_{eq} > 1,25w_t$:

$$L_f = \left(L_L^2 + \left(L_H + h_{eq} / 3 \right)^2 \right)^{1/2} + h_{eq} / 2 \quad (2.12)$$

Die Unterscheidung ist nicht ausreichend, da sowohl Fenster mit $h_{eq} \leq 1,25w_t$ und keiner Wand oberhalb, als auch Fenster mit $h_{eq} > 1,25w_t$ und einer Wand oberhalb nicht definiert sind. Auch die in Bild B.2 des Anhangs getroffene Fallunterscheidung (vgl. Bild 2.1) ist für $h_{eq} > 1,25w_t$ und „Wand oberhalb“ nicht eindeutig.

Für den Fall, dass sich an der oberen Kante des Fensters ein horizontaler Vorsprung befindet, z. B. in Form eines Balkons, sind die Flammenhöhe L_L und der horizontale Vorsprung der Flamme L_H in Abhängigkeit der Auskragung w_a zu ändern (vgl. Gleichung (13) und (14) des Anhangs B).

Ist eine Wand oberhalb des Fensters vorhanden und $h_{eq} \leq 1,25w_t$, gilt:

$$L_{L(wa)} = L_L - w_a \cdot (1 + \sqrt{2}) \quad (2.13)$$

$$L_{H(wa)} = L_H + w_a \quad (2.14)$$

Ist keine Wand oberhalb des Fensters vorhanden oder $h_{eq} > 1,25w_t$, gilt:

$$L_{L(wa)} = L_L - w_a \quad (2.15)$$

$$L_{H(wa)} = 0,6 \cdot h_{eq} \cdot \left(\frac{L_{L(wa)}}{h_{eq}} \right)^{1/3} \quad (2.16)$$

Die Flammentemperatur T_w am Fenster beträgt in K

$$T_w = \frac{520}{1 - 0,4725 \cdot (L_f \cdot w_t / Q)} + T_o \quad (2.17)$$

mit

$$\frac{L_f \cdot w_t}{Q} < 1$$

Dies bedeutet für den Extremfall $\frac{L_f \cdot w_t}{Q} = 1$, dass die maximale Temperatur am Fenster

$$T_w = \frac{520}{1 - 0,4725 \cdot 1} + 293$$

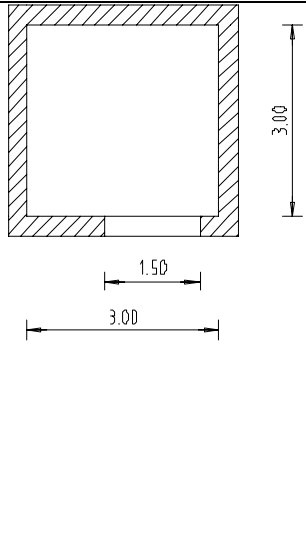
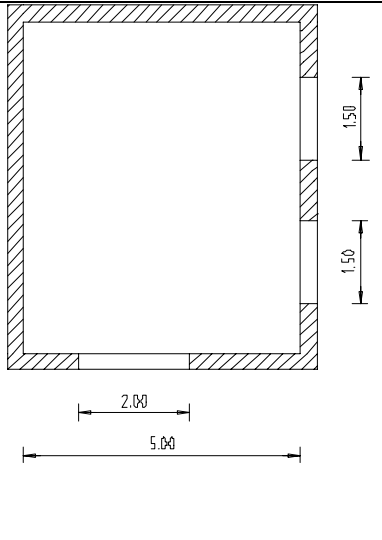
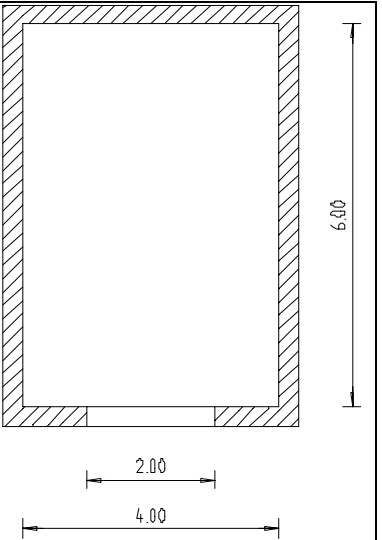
$$T_w = 1278 \text{ K} = 1005 \text{ °C}$$

beträgt. Dies liegt im Vergleich zur Außenbrandkurve auf der sicheren Seite.

Die Forderung $\frac{L_f \cdot w_t}{Q} < 1$ schränkt den Anwendungsbereich der Gleichung extrem ein.

Tabelle 2.1 veranschaulicht dies anhand einiger Beispiele. Es wird davon ausgegangen, dass die Fassade oberhalb des Fensters weitergeht.

Tabelle 2.1 Übersicht der Forderung $\frac{L_f \cdot w_t}{Q} < 1$

					
Raumhöhe: 2,5 m		Raumhöhe: 2,5 m		Raumhöhe: 3,0 m	
Fensterhöhe: 1,0 m		Fensterhöhe: 1,0 m		Fensterhöhe: 2,0 m	
$q_{f,d}$ [MJ/m ²]	$\frac{L_f \cdot w_t}{Q}$	$q_{f,d}$ [MJ/m ²]	$\frac{L_f \cdot w_t}{Q}$	$q_{f,d}$ [MJ/m ²]	$\frac{L_f \cdot w_t}{Q}$
200	1,4	200	1,4	200	1,0
350	1,3	350	1,3	350	1,0
500	1,3	500	1,2	500	1,0

Es ist zu erkennen, dass die Forderung $\frac{L_f \cdot w_t}{Q} < 1$ bei durchaus üblichen Geometrien nicht eingehalten wird. Große Fensterhöhen wirken sich positiv aus, wie die rechte Spalte der Tabelle zeigt.

Die Temperatur der Flamme entlang der Mittelachse T_z in K wird mit

$$T_z = (T_w - T_0) \left(1 - 0,4725 \left(L_x \cdot w_t / Q \right) \right) + T_0 \quad (2.18)$$

berechnet.

Darin ist L_x die Länge der Flammenachse vom Fenster zu dem Ort, an dem die Temperatur berechnet werden soll.

Es ist die Forderung einzuhalten:

2 Außenliegende Bauteile (Anhang B)

$$\frac{L_x \cdot w_t}{Q} < 1$$

Dies bedeutet, dass in größer werdender Entfernung die angegebene Gleichung keine Gültigkeit besitzt.

Die Emissivität der Flammen darf mit

$$\varepsilon_f = 1 - e^{-0,3 \cdot d_f} \quad (2.19)$$

berechnet werden.

Darin ist d_f die Dicke der Flammen, die mit $\frac{2}{3} h_{eq}$ angenommen werden kann. Am Fenster darf $\varepsilon_f = 1$ gesetzt werden.

Der Wärmeübergangskoeffizient für Konvektion beträgt

$$\alpha_c = 4,67 \left(1/d_{eq}\right)^{0,4} (Q/A)^{0,6} \quad (2.20)$$

mit

d_{eq} Durchmesser oder Kantenlänge des außenliegenden Bauteils

Zur Erläuterung des Kapitels B.5 Gesamtkonfigurationsfaktor wird auf die Ausführungen zum Anhang G in Abschnitt 7 verwiesen.

2.3 Beispiel

Der in Bild 2.2 skizzierte Raum hat eine Brandlast $q_{f,d} = 200 \text{ MJ/m}^2$. Der Raum hat ein Fenster mit einer Breite von einem Meter und einer Höhe von 2 m. Die Raumhöhe beträgt 2,5 m. Oberhalb des Raumes geht die Fassade weiter.

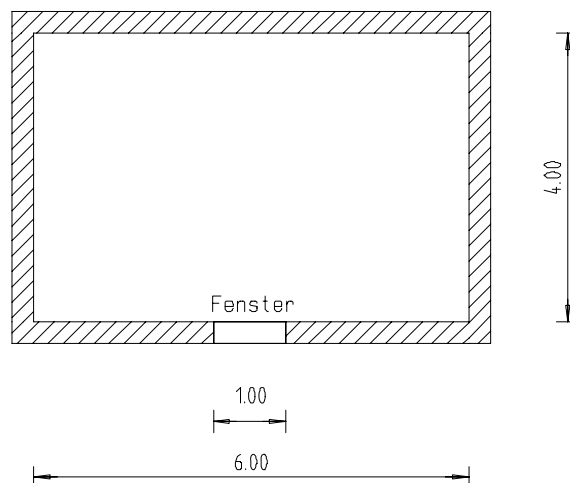


Bild 2.2 Grundriss des Brandabschnitts

Zunächst werden die Geometrien des Brandabschnitts bestimmt:

W_1 ist die Breite der Wand mit der größten Fensterfläche, hier 6,0 m

W_2 hat somit eine Breite von 4,0 m

w_t ist die Summe aller Fensterbreiten; hier 1,0 m

Die Grundfläche des Brandabschnitts beträgt

$$A_f = W_1 \cdot W_2 = 6,0 \cdot 4,0 = 24,0 \text{ m}^2$$

Die Oberfläche der Umfassungsbauteile des Brandraumes ist

$$A_t = 2 \cdot A_v + 2 \cdot (W_1 + W_2) \cdot h$$

$$A_t = 2 \cdot 24,0 + 2 \cdot (6,0 + 4,0) \cdot 2,5 = 98,0 \text{ m}^2$$

Die Gesamtfläche der vertikalen Öffnungen ist

$$A_v = b \cdot h = 1,0 \cdot 2,0 = 2,0 \text{ m}^2$$

h_{eq} beträgt 2,0 m.

Das Verhältnis D/W ist in diesem Falle, da nur eine Wand Fenster besitzt

$$\frac{D}{W} = \frac{W_2}{w_t} = \frac{4,0}{1,0} = 4,0$$

Der Öffnungsfaktor O beträgt

$$O = \frac{A_v \cdot \sqrt{h_{eq}}}{A_t} = \frac{2,0 \cdot \sqrt{2,0}}{98,0} = 0,0289$$

Die Energiefreisetzungsrate ist das Minimum aus

$$Q = (A_f \cdot q_{f,d}) / \tau_F = (24,0 \cdot 200) / 1200 = 4 \text{ MW}$$

und

$$Q = 3,15 \left(1 - e^{-0,036/O} \right) A_v \left(\frac{h_{eq}}{D/W} \right)^{1/2} = 3,15 \left(1 - e^{-0,036/0,0289} \right) 2,0 \left(\frac{2,0}{4,0} \right)^{1/2} = 3,18 \text{ MW}$$

Es liegt somit ein ventilationsgesteuerter Brand vor mit einer Energiefreisetzungsrate von 3,18 MW.

Die Temperatur des Brandabschnitts beträgt

$$T_f = 6000 \left(1 - e^{-0,1/O} \right) O^{1/2} \left(1 - e^{-0,00286\Omega} \right) + T_o$$

mit

$$\Omega = \frac{A_f \cdot q_{f,d}}{\sqrt{A_v \cdot A_t}} = \frac{24,0 \cdot 200}{\sqrt{2,0 \cdot 98,0}} = 342,86$$

Somit ist

$$T_f = 6000 \cdot \left(1 - e^{-0,1/0,0289} \right) \cdot 0,0289^{1/2} \left(1 - e^{-0,00286 \cdot 342,86} \right) + 293 = 910 \text{ K}$$

2 Außenliegende Bauteile (Anhang B)

Die Flammenhöhe ist

$$L_L = h_{eq} \cdot \left(2,37 \left(\frac{Q}{A_v \cdot \rho_g \cdot (h_{eq} \cdot g)^{1/2}} \right)^{2/3} - 1 \right)$$

$$L_L = 2,0 \cdot \left(2,37 \left(\frac{3,18}{2,0 \cdot 0,45 \cdot (2,0 \cdot 9,81)^{1/2}} \right)^{2/3} - 1 \right) = 2,10 \text{ m}$$

Die Austrittsweite der Flammen beträgt

$$L_H = 0,3 \cdot h_{eq} \cdot \left(\frac{h_{eq}}{w_t} \right)^{0,54} = 0,3 \cdot 2,0 \cdot \left(\frac{2,0}{1,0} \right)^{0,54} = 0,87 \text{ m},$$

da $h_{eq} = 2,0 \text{ m} > 1,25 \cdot w_t = 1,25 \text{ m}$ und der Abstand zu jedem anderen Fenster $> 4w_t$

Wie zuvor erläutert, ist die Berechnung der Flammenlänge entlang der Mittelachse nicht eindeutig definiert. Im Folgenden wird L_f berechnet mit

$$L_f = L_L + \frac{h_{eq}}{2} = 2,10 + \frac{2,0}{2} = 3,10 \text{ m}.$$

Die Flammentemperatur am Fenster beträgt

$$T_w = \frac{520}{1 - 0,4725 \cdot (L_f \cdot w_t / Q)} + T_0$$

$$T_w = \frac{520}{1 - 0,4725 \cdot (3,10 \cdot 1,0 / 3,18)} + 293 = 1260 \text{ K}$$

Die Forderung

$$\frac{L_f \cdot w_t}{Q} = \frac{3,10 \cdot 1,0}{3,18} = 0,97 < 1$$

ist eingehalten.

Die Temperatur der Flammen entlang der Flammenachse ist

$$T_z = (T_w - T_0) (1 - 0,4725 (L_x \cdot w_t / Q)) + T_0$$

$$T_z = (1260 - 293) (1 - 0,4725 (L_x \cdot 1,0 / 3,18)) + 293$$

Es ist die Forderung einzuhalten, dass

$$\frac{L_x \cdot w_t}{Q} < 1$$

Die Auswertung erfolgt in Tabelle 2.2.

Tabelle 2.2 Temperaturen entlang der Flammenachse

L_x [m]	$\frac{L_x \cdot w_t}{Q} < 1$	T_z [K]
0	0	1000
0,5	0,16	947
1,0	0,31	894
2,0	0,63	789
3,0	0,94	684
4,0	1,26	-

2.4 Fazit

Grundsätzlich ist die Richtigkeit des Ansatzes für thermische Einwirkungen auf außenliegende Bauteile durch [2-3, 2-4] bestätigt worden, so dass einer Anwendung nichts entgegensteht.

Der unter B.1 angegebene Anwendungsbereich zur „Berechnung der Temperatur in einem Brandabschnitt“ sollte jedoch nicht freigegeben werden. Hier gelten die Ausführungen zu Anhang A. T_f nach Anhang B sollte nur als Hilfsgröße für das vorliegende Verfahren gesehen werden, nicht jedoch als eine Alternative zu Anhang A.

Wie im Abschnitt 2.1 dargestellt, bedarf es zu Punkt (7) des Anhangs B „Länge der Flammen L_f entlang der Achse“ einer Ergänzung.

Des Weiteren ist die zu Gleichung B.14 aufgestellte Forderung $\frac{L_f \cdot w_t}{Q} < 1$ näher zu untersuchen, da sie das angegebene Verfahren in dessen Anwendungsbereich sehr stark einschränkt (vgl. Tabelle 2.1).

Um das ohnehin komplexe Verfahren anwenderfreundlich und prüffähig zu halten, wird vorgeschlagen, das Kapitel B.4.2 nicht freizugeben, d. h. das Verfahren auf die in der Praxis relevanten Fälle ohne Zwangsbelüftung zu beschränken.

Vereinfachend darf angenommen werden, dass die Flammen rechtwinklig zur Fassade verlaufen. Eine Ablenkung infolge Wind um 45°C kann vernachlässigt werden.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das vorgestellte Verfahren des Anhangs B hohe Ansprüche an den Anwender stellt, die nur in seltenen Fällen gerechtfertigt sind.

Das in [2-3] vorgestellte Verfahren vereinfacht den vorliegenden Ansatz über konservative Annahmen, gestaltet es damit anwenderfreundlicher und bildet eine sinnvolle Alternative.

In den meisten Fällen ist es sinnvoller, die unter Punkt 3.2.2 (1) des Haupttextes von Eurocode 1 Teil 1-2 angegebene Außenbrandkurve zu verwenden. Diese abgeminderte ETK ist eine leicht zugängliche Beschreibung der Temperaturbeanspruchung außenliegender Bauteile, die in Verbindung mit der Branddauer entsprechend den bauaufsichtlichen Anforderungen an innenliegende Bauteile des betreffenden Gebäudes in der Regel als konservativ einzustufen ist.

2 Außenliegende Bauteile (Anhang B)

2.5 Literaturhinweise

- [2-1] Law: Fire safety of external building elements – the design approach; Engineering Journal, Second Quarter, pp 59-74, 1978
- [2-2] Law: Notes on the external fire exposure measured at Lehrte, Fire Safety Journal, 4 (1981/2) pp 243-246. Elsevier Science, UK
- [2-3] Hosser, Dorn, Neumann, Siegfried: Vereinfachter Brandschutznachweis für außenliegende Stahlbauteile; Stahlbau 65, Ernst & Sohn; 1996
- [2-4] Bechtold: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall; Dissertation am Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig; 1977

3 LOKALE BRÄNDE (ANHANG C)

3.1 Übersicht

Anhang C stellt ein Verfahren vor zur Berechnung der thermischen Einwirkung von lokal begrenzten Bränden. Es unterscheidet die beiden Fälle, dass die Flammen die Decke des Brandraums erreichen oder nicht erreichen. Für den Fall, dass die Flammen die Decke nicht erreichen, basiert das vorliegende Verfahren auf einem Ansatz nach Heskestad [3-1]. Erreichen die Flammenspitzen das zu bemessende Deckenbauteil, wird auf Grundlage einer von Hasemi [3-2, 3-3] entwickelten Methode verfahren.

Anhang C der EN 1991-1-2 kann angewendet werden, wenn sichergestellt ist, dass während der gesamten Brandphase kein Flashover stattfindet. Das bedeutet, dass zu jedem Zeitpunkt weiterhin eine Heiß- und Kaltgasschicht mit einem Plume als Verbindung bestehen.

In dem in Anhang C dargestellten Verfahren ist zunächst das Verhältnis von Flammenhöhe zu Deckenhöhe zu berechnen. Aufgrund der Komplexität des Verbrennungsvorgangs ist es in den meisten Fällen nicht möglich, die Flammenhöhe durch Fundamentalgleichungen zu bestimmen. Daher wird die Flammenhöhe auf Grundlage experimentell bestimmter Eingangsgrößen ermittelt.

3.2 Hintergrundinformation

Grundlage der im Anhang C beschriebenen Verfahren bildet die dimensionslose Froudzahl. Sie beschreibt das Fließverhalten von Flüssigkeiten und kann näherungsweise auch für die Heißgase im Flammenbereich angewendet werden [3-4].

$$Fr = \frac{u^2}{g \cdot D} \quad (3.1)$$

mit:

u: Strömungsgeschwindigkeit der Flammengase

g: Erdbeschleunigung

D: Flammendurchmesser

Die Energiefreisetzungsrate eines Brandes ist $\dot{Q} = \dot{m} \cdot H_u$ mit der Abbrandrate $\dot{m} = \rho \cdot u \cdot A$

Darin sind:

\dot{Q} : Energiefreisetzungsrate

\dot{m} : Abbrandrate

H_u : Verbrennungswärme

ρ : Dichte des Gases

u: Strömungsgeschwindigkeit des Gases

A: Fläche des Brandherds

3 Lokale Brände (Anhang C)

Auflösen der beiden Gleichungen nach der Fließgeschwindigkeit der Gase liefert

$$u = \frac{\dot{Q}}{p \cdot A \cdot H_u} \quad (3.2)$$

Durch Einsetzen folgt:

$$Fr = \frac{\dot{Q}^2}{g \cdot D \cdot p^2 \cdot A^2 \cdot H_u^2} \quad (3.3)$$

Wird näherungsweise die Fläche A durch D^2 ausgedrückt, vereinfacht sich der Ausdruck zu [3-5, 3-6]:

$$Fr = \frac{\dot{Q}^2}{D^5 \cdot g \cdot p^2 \cdot H_u^2} \quad (3.4)$$

Versuche zeigen, dass die Flammenhöhe sehr gut mit der Wurzel der Froudzahl korreliert [3-4]. Wird die Flammenhöhe auf die Ausdehnung des Brandherds D bezogen, erhält man folgende Beziehung:

$$\sqrt{Fr} \propto \frac{L}{D} \propto \sqrt{\frac{\dot{Q}^2}{g \cdot D^5 \cdot p^2 \cdot H_u^2}} \quad (3.5)$$

Man erhält die dimensionslose Energiefreisetzungsrate [3-1, 3-5]:

$$\dot{Q}^* = \frac{\dot{Q}}{p_0 \cdot c_p \cdot T_0 \cdot g^{1/2} \cdot D^{5/2}} \quad (3.5)$$

ρ_0 Dichte

c_p spez. Wärmekapazität

T_0 Raumtemperatur

Die Flammenhöhe eines Brandes ändert sich ständig in Frequenzen zwischen 1 und 3 Hz. Um trotzdem die Höhe der Flammen objektiv beurteilen zu können, benutzt Heskestad die Definition einer mittleren Flammenhöhe [3-1].

Die Intensität eines Feuers im unteren Bereich erscheint konstant, während die Flammen im oberen Bereich stark flackern. Die folgende Abbildung zeigt das Flackern der Flammen in Abhängigkeit zur Höhe. Die horizontale Achse gibt die Entfernung zum Flammenursprung wieder.

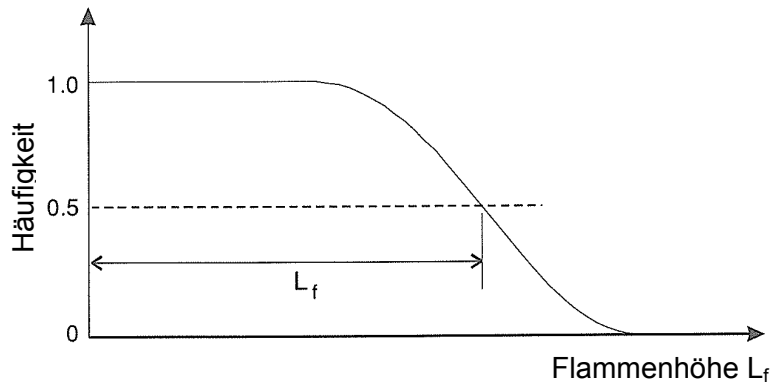


Bild 3.1 Definition der mittleren Flammenhöhe [3-4]

Bei einem Wert von 1,0 ist eine konstante Helligkeit vorhanden, bei einem Wert von 0 ist es ständig dunkel. Die charakteristische Flammenhöhe wird nun für den Wert 0,5 festgelegt. Das bedeutet, dass in dieser Höhe zu 50% eines bestimmten Zeitraums Flammen vorhanden sind. Aus Versuchen ist bekannt, dass diese objektive Bewertung gut mit den subjektiven Einschätzungen des menschlichen Auges übereinstimmt [3-4].

Die folgende Abbildung zeigt die Flammenhöhe L_f nicht laminarer Brände in Abhängigkeit der Froudzahl. Die Froudzahl wird dabei durch Q^* bzw. $Q^{*2/5}$ ausgedrückt.

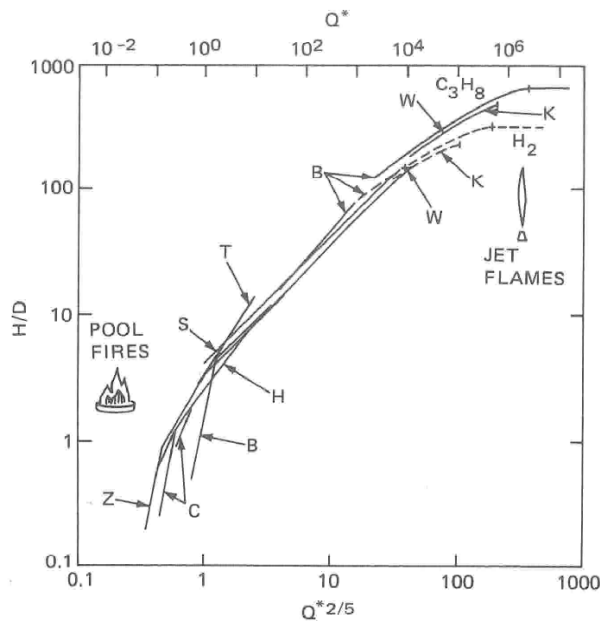


Bild 3.2 Verhältnis von H/D zu Q^* [3-5]

Es gibt eine Vielzahl von Ansätzen, diese Korrelationen in Form von Gleichungen auszudrücken. Bild 3.2 zeigt verbreitete Ansätze zusammengetragen von McCaffrey [3-5].

B= Becker and Liang

C= Cox and Chitty

H= Heskestad

3 Lokale Brände (Anhang C)

K= Kalghatgi

S= Steward

T= Thomas

W= u.a. Hawthorne

Z= Zukoski

Eine sehr gebräuchliche Korrelation stammt von Heskestad. Sie liefert gute Ergebnisse für die Zusammenhänge nach Bild 3.2 im Bereich der Diffusionsflammen (Pool-fires), jedoch nicht für den Bereich der Impulsflammen (Jet-Flames). Sie lautet für die Flammenlänge L_f [3-1]:

$$L_f = 0,235 \cdot \dot{Q}^{2/5} - 1,02 \cdot D \quad (3.6)$$

Diese Gleichung ist dimensionsgebunden. Die Energiefreisetzungsrate Q wird in [kW] angegeben, der Durchmesser des Brandherds D und die Flammenhöhe L_f in [m].

Wird die Gleichung umgeformt, dass die Energiefreisetzungsrate Q anstelle von [kW] in [W] einzusetzen ist ($1/1000^{2/5}$), so erhält man die in Anhang C angegebene Form:

$$L_f = -1,02 \cdot D + 0,0148 \cdot Q^{2/5} \quad (3.7)$$

Die im Anhang C angegebene Gleichung ist somit physikalisch richtig.

Liegt keine kreisförmige Brandquelle vor, so wird D über eine Kreisfläche gleicher Größe bestimmt [3-1].

Der idealisierte Feuerplume, an dem die grundlegenden physikalischen Gleichungen aufgestellt werden, hat als Voraussetzung eine punktförmige Wärmequelle. Diese Annahme ist bei baupraktischen Bränden jedoch nicht realistisch. Um diesen Widerspruch auszugleichen, definiert Heskestad einen virtuellen Brandursprung mit dem Abstand z_0 zum realen Brandherd.

$$z_0 = 0,083 \cdot \dot{Q}^{2/5} - 1,02 \cdot D \quad (3.8)$$

Die Lage des virtuellen Brandherdes ist abhängig von der Größe der Brandfläche und der Energiefreisetzungsrate des tatsächlichen Brandherdes. Die Gleichung beruht auf den Zusammenhängen für die Flammenhöhe und wurde auf Grundlage experimenteller Daten entwickelt [3-1].

Im Falle einer großen Brandfläche mit kleinen Energiefreisetzungsraten ist z_0 negativ, so dass der virtuelle Brandursprung unterhalb des tatsächlichen Brandherds liegt. Bei einer kleinen Brandfläche mit hoher Energiefreisetzungsrate kann in seltenen Fällen z_0 auch einen positiven Wert annehmen.

Bei der Gleichung für z_0 handelt es sich ebenfalls um einen dimensionsgebundenen Zusammenhang, in dem Q in [kW] angegeben werden muss. Die Umrechnung für Q in [W] liefert auch hier die in Anhang C beschriebene Gleichung:

$$z_0 = -1,02 \cdot D + 0,00524 \cdot Q^{2/5} \quad (3.9)$$

Messungen im Plume ergaben nach [3-1] für die Temperatur folgenden Zusammenhang:

$$\Delta T_0 = 9,1 \cdot \left(\frac{T_\infty}{g \cdot c_p^2 \cdot \rho_\infty^2} \right)^{1/3} \cdot \dot{Q}_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \quad (3.10)$$

Durch Einsetzen von

$$T_\infty = 293\text{K} \quad (\text{Temperatur der Umgebungsluft})$$

$$g = 9,81 \text{ m/s}^2 \quad (\text{Erdbeschleunigung})$$

$$c_p = 1000 \text{ J/kg} \cdot \text{K} \quad (\text{spez. Wärmekapazität der Umgebungsluft})$$

$$\rho_\infty = 1,20 \text{ kg/m}^3 \quad (\text{Dichte der Umgebungsluft})$$

erhält man die in C.2 angegebene Gleichung zur Berechnung der Temperaturverteilung im Plume.

$$\Theta_{(z)} = 20 + \Delta T \quad (3.11)$$

$$\Theta_{(z)} = 20 + 9,1 \cdot \left(\frac{293}{9,81 \cdot 1000^2 \cdot 1,20^2} \right)^{1/3} \cdot \dot{Q}_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \quad (3.12)$$

$$\Theta_{(z)} = 20 + 0,25 \cdot \dot{Q}_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \leq 900 \quad (3.13)$$

Für Temperaturen > 900 ist eine maximale Flammentemperatur von 900°C einzusetzen. Dies gilt ebenso, wenn $z_0 > z$ ist. In diesem Falle würde die Basis zu dem Exponenten $-5/3$ negativ, womit die Gleichung nicht definiert wäre.

Für den Fall, dass die Flammen die Decke erreichen, wird in den Punkten (6) bis (9) des Anhangs C ein Verfahren zur Berechnung der Wärmestromdichte \dot{h} in Oberflächen auf Deckenhöhe angegeben. Das Verfahren beruht auf einem Modell nach Hazemi und Tokunaga [3-2, 3-3]. Grundlage bildet ebenfalls die zuvor genannte Froudzahl und die damit verbundene Definition der dimensionslosen Energiefreisetzungsrate \dot{Q}^* :

$$\dot{Q}^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_0 \cdot c_p \cdot T_0 \cdot g^{1/2} \cdot D^{5/2}} \quad (3.14)$$

Einsetzen der entsprechenden Werte für die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Raumtemperatur liefert die in Anhang C angegebene Form der Gleichung für den auf den Durchmesser des lokalen Brandes bezogenen Energiefreisetzungsbeiwert Q_D^* :

$$Q_D^* = \frac{Q}{1,20 \cdot 1000 \cdot 293 \cdot 9,81^{1/2} \cdot D^{2,5}} \quad (3.15)$$

$$Q_D^* = \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 \cdot D^{2,5}} \quad (3.16)$$

Hasemi benutzt in seinen Ausführungen im Gegensatz zu Heskestad bei quadratischen Brandquellen für D die Seitenlänge des Brandherdes und nicht den äquivalenten Radius [3-2]. Um Verwirrungen im Umgang mit den vorliegenden Methoden zu vermeiden, sollte bei

3 Lokale Brände (Anhang C)

beiden Verfahren mit dem äquivalenten Radius gearbeitet werden, da die Auswirkungen gering sind.

Q_D^* wird zur Berechnung der vertikalen Lage einer virtuellen, punktförmigen Brandquelle mit einer vergleichbaren Brandleistung wie die vorhandene Brandquelle benötigt. Versuche zeigen, dass die vertikale Lage des gedachten Brandherds z' je nach Energiefreisetzungskoeffizient folgenden Zusammenhang aufweist:

$$z' = 2,4 \cdot D \cdot (Q_D^{*2/5} - Q_D^{*2/3}) \quad [\text{m}]; \text{ für } Q_D^* < 1,0 \quad (3.17)$$

$$z' = 2,4 \cdot D \cdot (1,0 - Q_D^{*2/5}) \quad [\text{m}]; \text{ für } Q_D^* \geq 1,0 \quad (3.18)$$

Die Flammen treffen auf die Unterseite der Decke, werden abgelenkt und verlaufen horizontal bis zu einem maximalen Abstand L_h . L_h bezeichnet in diesem Fall die Stelle, an der zu keinem Zeitpunkt Flammen auftreten, die Beobachtungshäufigkeit = 0 ist (vgl. Bild 3.1). Während die Position der virtuellen Brandquelle von der Größe des realen Brandherds D abhängt, weist die horizontale Flammenausbreitung eine Abhängigkeit zum Abstand H Brandquelle – Decke auf.

Die Froudzahl, die eine Aussage über die Flammenlänge macht, wird daher auf H bezogen, ähnelt jedoch sehr stark in ihrer Form der auf D bezogenen Energiefreisetzungsrate.

Der auf den Abstand H bezogene Energiefreisetzungskoeffizient ist:

$$Q_H^* = \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 \cdot H^{2,5}} \quad (3.19)$$

Brandversuche von Wakamatsu und Hasemi [3-3], bei denen eine Betondecke mittels Poolfeuer beflammt wurde, zeigen die horizontale Flammenausbreitung unterhalb der Decke. Wakamatsu und Hasemi erkannten, dass der Quotient aus der Gesamtlänge der Flammen und dem Abstand Brandherd – Decke für die Unterseite Betondecke eine Abhängigkeit aufweist zu $2,9 \cdot Fr^{0,4}$.

$$\frac{L_h + H}{H} = 2,9 \cdot (Q_H^*)^{0,4} \quad (3.20)$$

Franssen modifiziert diesen Zusammenhang zu der im Eurocode angegebenen Form [3-7]:

$$\frac{L_h + H}{H} = 2,9 \cdot (Q_H^*)^{0,33} \quad (3.21)$$

$$L_h = [2,9 \cdot H \cdot (Q_H^*)^{0,33}] - H \quad (3.22)$$

Zur Berechnung der Wärmestromdichte \dot{h} wird der Parameter y eingeführt; y ist der dimensionslose Quotient aus dem Abstand zur virtuellen Brandquelle und der virtuellen Gesamtlammenlänge.

$$y = \frac{r + H + z'}{L_h + H + z'} \quad (3.23)$$

Nach Franssen kann in Abhängigkeit des Parameters y die Wärmestromdichte \dot{h} wie folgt berechnet werden [3-8]:

$$\dot{h} = 100000; \quad \text{wenn } y \leq 0,30 \quad (3.24)$$

$$\dot{h} = 136300 - 121000 \cdot y; \quad \text{wenn } 0,30 < y < 1,0 \quad (3.25)$$

$$\dot{h} = 15000 \cdot y^{-3,7}; \quad \text{wenn } y \geq 1,0 \quad (3.26)$$

Versuche nach Myllymäki und Kokkala zeigen, dass der durch Franssen angegebene Wärmestrom verglichen mit den Versuchsergebnissen auf der sicheren Seite liegend berechnet wird. Bild 3.3 zeigt die Versuchsergebnisse im Vergleich zu den berechneten Ergebnissen (gestrichelte Linie) [3-9].

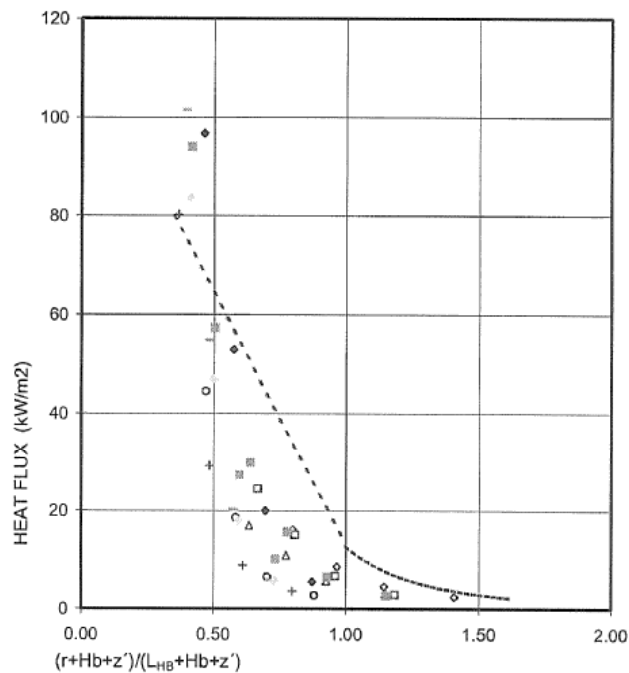


Bild 3.3 Vergleich von Brandversuchen mit der Methode nach Franssen [3-9]

Sind in einem Raum mehrere lokal begrenzte Brände zu berücksichtigen, so dürfen die angegebenen Formeln dazu verwendet werden, die Einzel-Wärmestromdichten der Brandquellen zu ermitteln. Anschließend wird die Gesamt-Wärmestromdichte durch Addition der Einzelwerte berechnet. Diese Vorgehensweise darf nur dann angewendet werden, wenn die Gesamt-Wärmestromdichte kleiner 100000 W/m^2 ist.

$$\dot{h}_{\text{tot}} = \dot{h}_1 + \dot{h}_2 \dots \leq 100000 \quad [\text{W/m}^2] \quad (3.27)$$

Die Netto-Wärmestromdichte \dot{h}_{net} erhält man, indem die konvektiven und radiativen Anteile von \dot{h} abgezogen werden, die nicht durch das Bauteil aufgenommen werden.

$$\dot{h}_{\text{net}} = \dot{h} - \alpha_c \cdot (\Theta_m - 20) - \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\Theta_m + 273)^4 - (293)^4] \quad (3.28)$$

Darin sind:

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

α_c Wärmeübergangskoeffizient für Konvektion [$\text{W/m}^2\text{K}$]

Θ_m Oberflächentemperatur des Bauteils [$^{\circ}\text{C}$].

- Φ Konfigurationsfaktor zur Berücksichtigung von Abschattungen [-]
- ϵ_m Emissivität der Bauteiloberfläche [-]
- ϵ_f Emissivität des Feuers (im Allgemeinen = 1,0) [-]
- σ Stephan- Boltzmann- Konstante $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$
- Θ_r wirksame Strahlungstemperatur des Brandes [$^{\circ}\text{C}$]

3.3 Beispiele und Vergleichsrechnungen

Zur Verifizierung des vereinfachten Ansatzes nach Anhang C für lokale Brände werden Vergleichsrechnungen mit dem Feldmodell FDS durchgeführt [3-10]. Ein direkter Vergleich des Verfahrens von Heskestad mit einem Brandversuch war auf Grund fehlender Daten nicht möglich.

Als Vergleichsobjekt wird eine Halle mit einer Grundfläche von $40 \cdot 20 \text{ m}^2$ gewählt. Die Hallenhöhe variiert zwischen 4 m, 6 m und 8 m. Als Brandquelle wird Isopropanol auf einer Fläche von $2 \cdot 2 \text{ m}^2$ gewählt mit einer Brandentwicklungszeit $t_g = 150 \text{ s}$. Die maximale Energiefreisetzung beträgt 4,0 MW bzw. 8,0 MW. Die brennende Oberfläche liegt auf einer Höhe von 1,0 m, so dass der Abstand zur Decke 7 m beträgt.. Das Brandmaterial ist Polyurethan.

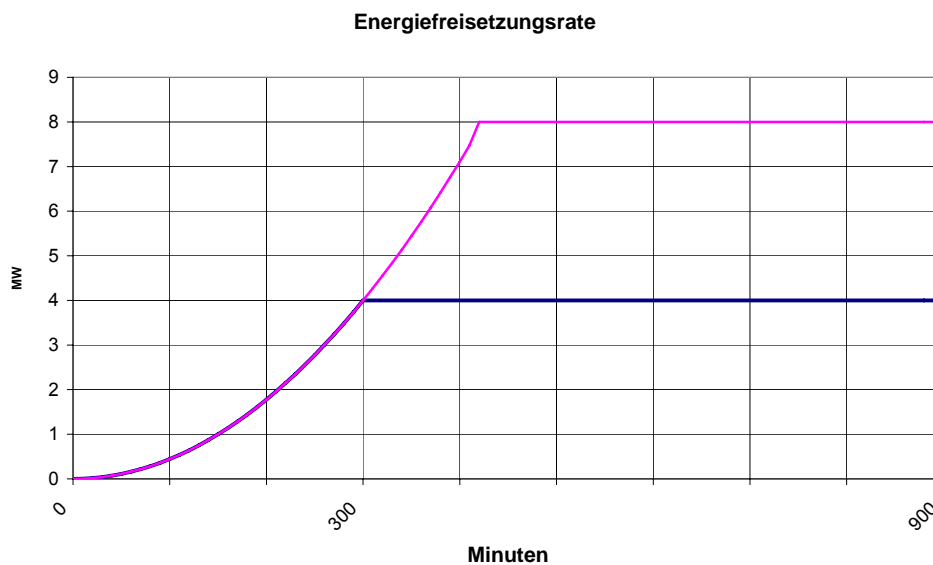


Bild 3.4 Verlauf der Energiefreisetzungsrates

Des Weiteren werden Vergleichsrechnungen für ein Atrium durchgeführt. Die Grundfläche ist $20 \cdot 25 \text{ m}^2$, die Höhe beträgt 20m. Die Brandquelle entspricht den oben genannten Annahmen, variiert jedoch zwischen 4 MW und 50 MW.

Im Folgenden wird das Verfahren nach Anhang C am Beispiel der Industriehalle vorgestellt für die beiden Fälle, dass

- a) die Flammen die Decke nicht erreichen
- b) die Flammen die Decke erreichen.

a) Flammen erreichen die Decke nicht:

Die Halle hat eine Höhe von 8 m, die maximale Energiefreisetzung beträgt 4,0 MW. Zur Berechnung der Flammenhöhe wird der Radius D über einen Kreis gleicher Fläche ermittelt.

$$D = 2 \cdot \sqrt{\frac{A_{\text{Brand}}}{\pi}}$$

$$D = 2 \cdot \sqrt{\frac{4\text{m}^2}{\pi}}$$

$$D = 2,25\text{m}$$

Daraus folgt:

$$L_f = -1,02 \cdot D + 0,0148 \cdot Q^{2/5}$$

$$L_f = -1,02 \cdot 2,25\text{m} + 0,0148 \cdot 4000000\text{W}^{2/5}$$

$$L_f = 4,18\text{m} < 7\text{m}$$

Die Flammen erreichen nicht die Decke. Die Temperaturen im Plume können somit nach Gleichung C.2 Anhang C berechnet werden mit:

$$z_0 = -1,02 \cdot D + 0,00524 \cdot Q^{2/5}$$

$$z_0 = -1,02 \cdot 2,25\text{m} + 0,00524 \cdot 4000000\text{W}^{2/5}$$

$$z_0 = -0,003\text{m}$$

Das bedeutet, dass die virtuelle Brandquelle 0,003 m unterhalb des realen Brandherds liegt.

Die Gastemperaturen in der Plumeachse werden nun mit Gleichung C.2 berechnet. Werte größer 900°C werden durch die maximale Flammentemperatur von 900°C ersetzt. Die Werte können Tabelle 3.1 entnommen werden.

$$\Theta_{(z)} = 20 + 0,25 \cdot Q_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \leq 900$$

Tabelle 3.1 Gastemperaturen in der Centerline

z [m]	$\Theta(z)$ [°C]
1	5419 → 900°C
2	1725 → 900°C
3	888°C
4	558°C
5	391°C
6	294°C
7	232°C
7,5	209°C
8	190°C

3 Lokale Brände (Anhang C)

Die in Tabelle 3.1 berechneten Werte sind im Vergleich zu den Ergebnissen der FDS-Rechnung in Bild 3.5 in Form horizontaler Linien dargestellt.

b) Flammen erreichen die Decke:

Die Halle hat eine Höhe von 4 m, die maximale Energiefreisetzung beträgt 4,0 MW.

$$L_f = -1,02 \cdot D + 0,0148 \cdot Q^{2/5}$$

$$L_f = -1,02 \cdot 2,25\text{m} + 0,0148 \cdot 4000000\text{W}^{2/5}$$

$$L_f = 4,18\text{m} > 3\text{m}$$

Die Flammen erreichen die Decke. Die Temperaturen im Plume werden somit nach Anhang C, (6)- (9) berechnet.

Das Verfahren unterscheidet zwischen den Fällen $Q_D^* < 1,0$ oder $Q_D^* \geq 1,0$. Nach Gleichung C.8 gilt:

$$Q_D^* = \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 \cdot D^{2,5}}$$

$$Q_D^* = \frac{4000000\text{W}}{1,11 \cdot 10^6 \cdot 2,25\text{m}^{2,5}}$$

$$Q_D^* = 0,475 < 1,0$$

Somit wird die Lage der virtuellen Brandquelle mit $z' = 2,4 \cdot D \cdot (Q_D^{*2/5} - Q_D^{*2/3})$ berechnet.

$$z' = 2,4 \cdot 2,25\text{m} \cdot (0,475^{2/5} - 0,475^{2/3})$$

$$z' = 0,72\text{m}$$

Die Energiefreisetzungsrate Q_H^* ist

$$Q_H^* = \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 \cdot H^{2,5}}$$

$$Q_H^* = \frac{4000000\text{W}}{1,11 \cdot 10^6 \cdot 3,0^{2,5}}$$

$$Q_H^* = 0,231$$

Die horizontale Flammenausbreitung beträgt somit

$$L_h = [2,9 \cdot H(Q_H^*)^{0,33}] - H$$

$$L_h = [2,9 \cdot 3,0\text{m} \cdot 0,231^{0,33}] - 3,0$$

$$L_h = 2,37\text{m}$$

Der zur Berechnung der Wärmestromdichte h' notwendige Parameter y ist

$$y = \frac{r + H + z'}{L_h + H + z'}$$

$$y = \frac{r + 3,0 + 0,72}{2,37 + 3,0 + 0,72}$$

$$y = \frac{r + 3,72}{6,09}$$

In Abhängigkeit des Wertes y und damit des Ortes r , an dem die Wärmestromdichte berechnet werden soll, kommen verschiedene Formeln zur Anwendung. Die Auswertung erfolgt in Tabelle 3.2.

Tabelle 3.2 Wärmestromdichte in Oberflächen in Deckenhöhe

r [m]	y [-]	Formel	\dot{h} [W/m ²]
0	0,611	$\dot{h} = 136300 - 121000 \cdot y$	62316
1	0,776	$\dot{h} = 136300 - 121000 \cdot y$	42441
2	0,940	$\dot{h} = 136300 - 121000 \cdot y$	22566
3	1,104	$\dot{h} = 15000 \cdot y^{-3,7}$	10394
4	1,268	$\dot{h} = 15000 \cdot y^{-3,7}$	6222
5	1,433	$\dot{h} = 15000 \cdot y^{-3,7}$	3965
6	1,597	$\dot{h} = 15000 \cdot y^{-3,7}$	2653

Die berechneten Wärmestromdichten sind in Bild 3.10 dargestellt.

Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen mit FDS werden im Folgenden den Ergebnissen nach Anhang C gegenübergestellt. Die Kantenlänge der einzelnen Elemente in FDS beträgt 20 cm. Im Bereich des Plumes liegt ein verfeinertes Netz vor mit einer Kantenlänge von 10 cm. Die Temperaturen werden für die Mittelachse des Plumes in unterschiedlichen Höhen berechnet und ausgegeben. Die Temperaturen aus der FDS-Rechnung werden anschließend über 50 Einzelwerte gemittelt. Bild 3.5 zeigt die Ergebnisse für einen Brand mit einer Leistung von 4 MW in einer 8m hohen Halle. Die horizontalen Linien zeigen das Ergebnis nach Anhang C.

3 Lokale Brände (Anhang C)

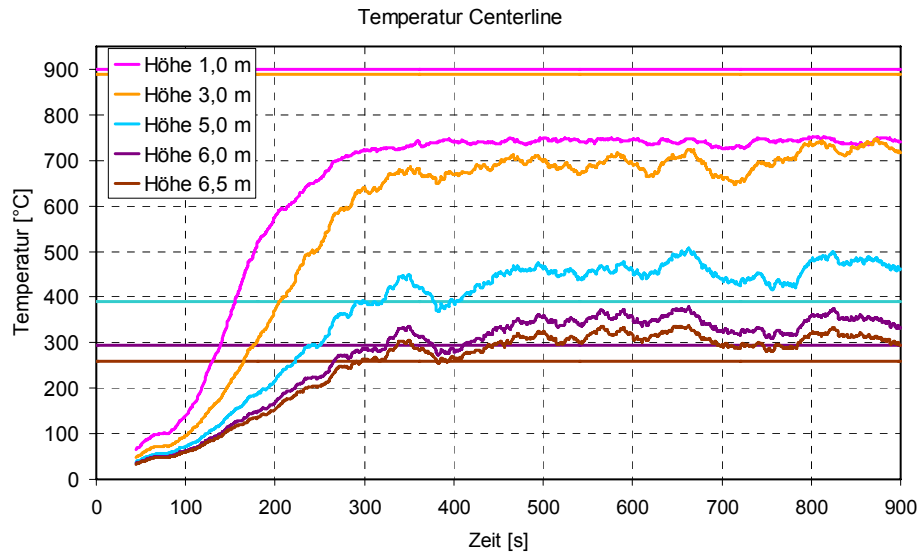


Bild 3.5 Auswertung von Hallenhöhe 8 m und 4 MW Energiefreisetzungsrate

In niedrigen Höhen werden die Temperaturen durch das Verfahren nach Anhang C deutlich überschätzt. In größerer Entfernung zur Brandquelle stimmen die Ergebnisse in etwa mit der FDS-Rechnung überein, liegen jedoch leicht auf der unsicheren Seite.

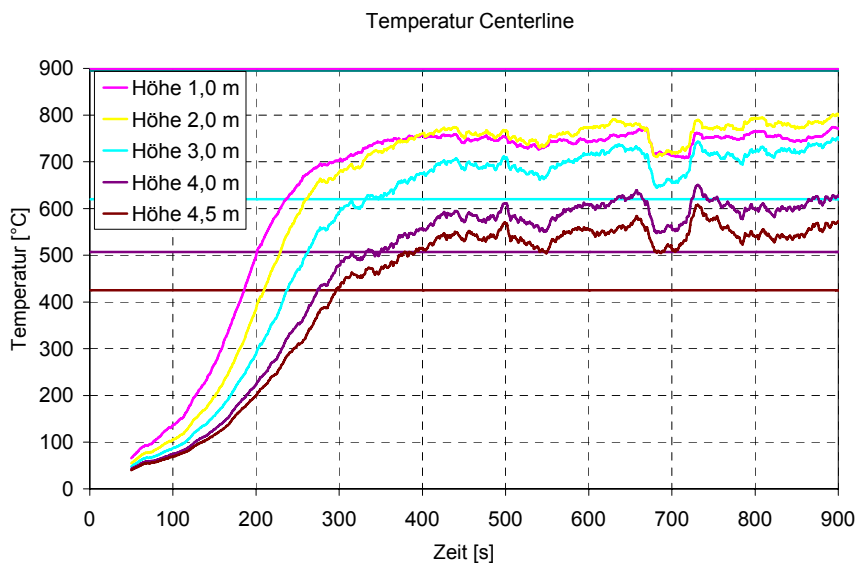


Bild 3.6 Auswertung von Hallenhöhe 6 m und 4 MW Energiefreisetzungsrate

Eine Reduktion der Hallenhöhe auf 6 m liefert ein ähnliches Ergebnis (vgl. Bild 3.6).

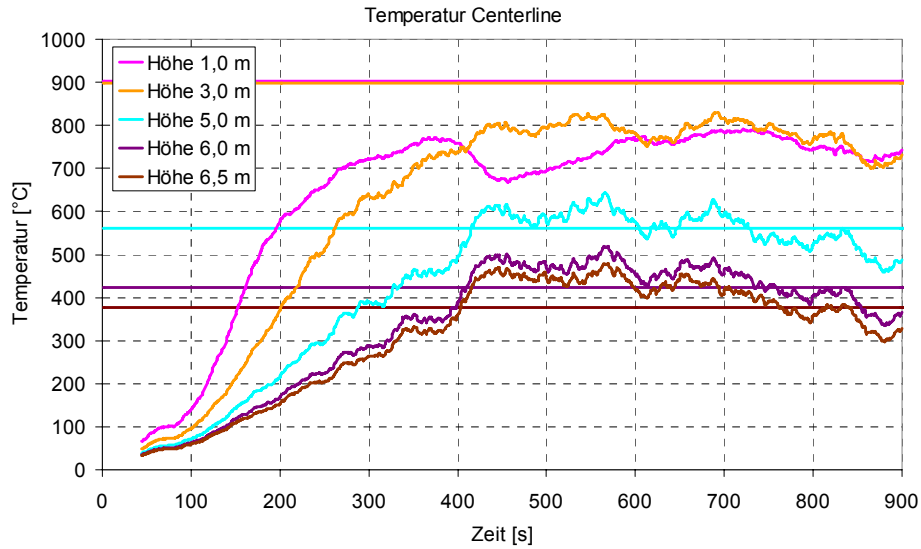


Bild 3.7 Auswertung von Hallenhöhe 8 m und 8 MW Energiefreisetzungsrate

Bild 3.7 zeigt das Ergebnis bei einer Verdoppelung der Brandleistung auf 8 MW. Auch hier ist weiter die Tendenz erkennbar, dass im Nahbereich nach Anhang C die Temperaturen überschätzt werden und in höheren Bereichen in etwa übereinstimmen.

Für die beiden folgenden Beispiele ist die Höhe des Brandraumes auf 20 m heraufgesetzt worden, so dass ein Atrium vorliegt. Der Brandherd hat weiterhin eine Leistung von 4 MW.

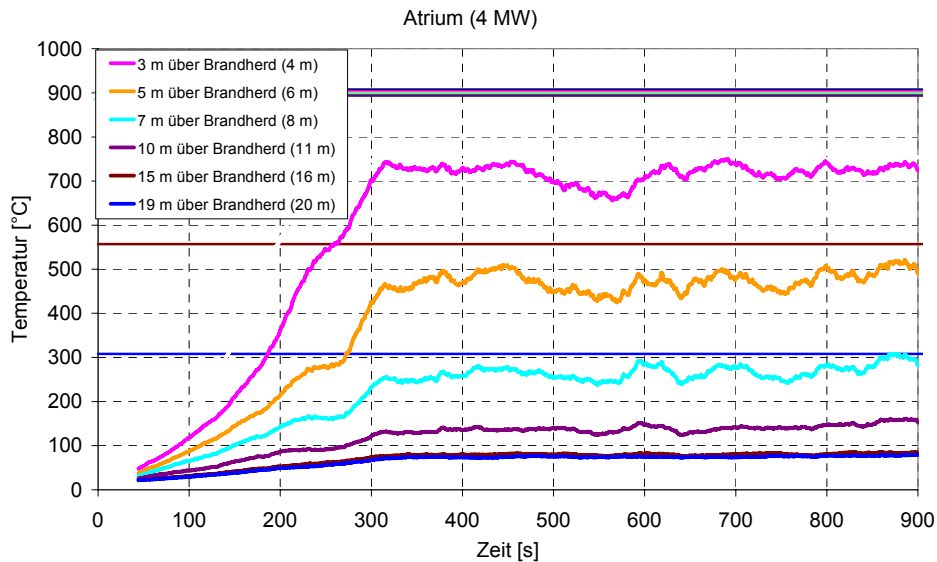


Bild 3.8 Auswertung Atrium mit 4 MW Energiefreisetzungsrate

Die Temperaturkurven nach Bild 3.8 zeigen, dass die mit Anhang C berechneten Werte auf der sicheren Seite liegen.

3 Lokale Brände (Anhang C)

Anschließend wird die Leistung des Brandes auf 50 MW erhöht, um die in Anhang C angegebene Anwendungsgrenze zu überprüfen. Die Resultate sind in Bild 3.9 dargestellt.

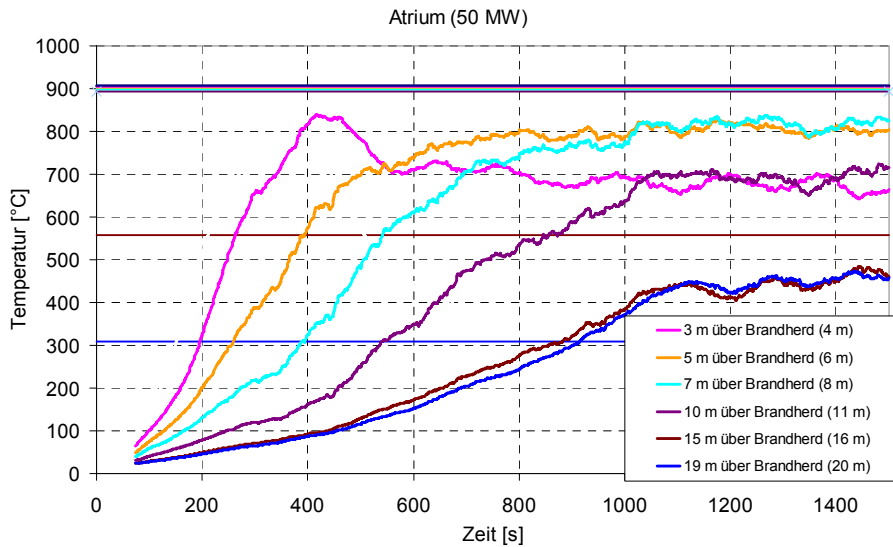


Bild 3.9 Auswertung Atrium mit 50 MW Energiefreisetzungsrate

Es ist erkennbar, dass die Temperaturen durch den Anhang C im Allgemeinen überschätzt werden.

Als letztes Beispiel wird die Hallenhöhe auf 4 m reduziert. Dies hat zur Folge, dass die Flammen die Decke erreichen und das Verfahren nach Hasemi zur Anwendung kommt. Den Vergleich FDS-Rechnung – Anhang C zeigt Bild 3.10 anhand der in die Bauteile einwirkenden Wärmestromdichte.

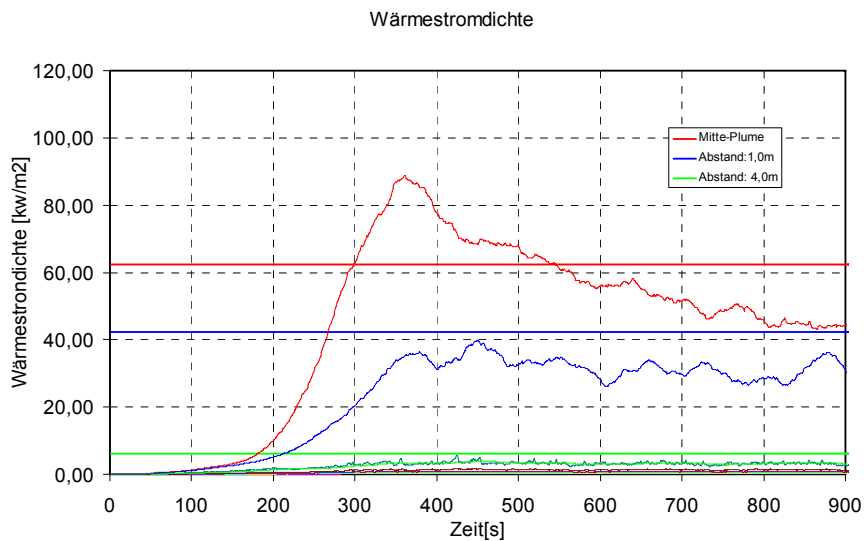


Bild 3.10 Auswertung Hallenhöhe 4 m mit 4 MW Energiefreisetzungsrate

Die exemplarisch durchgeführten Vergleichsrechnungen mit FDS belegen, dass das beschriebene Verfahren innerhalb tolerierbarer Ungenauigkeiten für einfache Geometrien als

geeignet anzusehen ist. Dies bestätigt die Erwartungen, da das im Anhang C enthaltene Verfahren anhand von Brandversuchen entwickelt worden ist und auf physikalisch richtigen Annahmen beruht.

Temperaturen im Nahbereich der Flammen werden auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt, in größerer Entfernung werden die Temperaturen leicht unterschätzt. Da die durch FDS-Rechnungen ermittelten Temperaturen in der Centerline liegen, und somit die Höchstwerte der Temperaturverteilung im Plume darstellen, kann diese geringe Unterschätzung hingenommen werden. Die mittlere Plumetemperatur liegt deutlich tiefer als die Temperaturen in der Centerline (vgl. Bild 3.10).

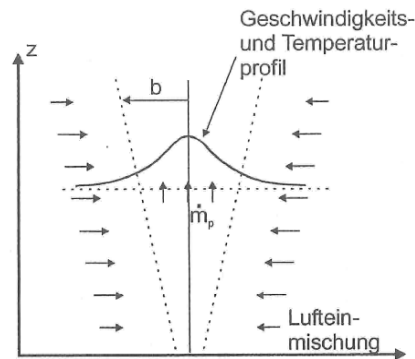


Bild 3.11 Geschwindigkeits- und Temperaturprofil im Plume [3-4]

3.4 Fazit

Die zuvor gemachten Ausführungen zeigen, dass das Verfahren auf physikalisch richtigen Ansätzen beruht. Vergleichsrechnungen mit FDS zeigen beispielhaft, dass das Verfahren nach Anhang C zu richtigen Ergebnissen führt. Somit steht einer Anwendung in Deutschland nichts entgegen.

Der Anwendungsbereich wird in Anhang C, Punkt (11) auf Brände mit einem maximalen Durchmesser von 10 m und einer Energiefreisetzungsrate ≤ 50 MW beschränkt. Die Vergleichsrechnung nach Bild 3.9 bestätigt dies.

Der Anwendungsbereich beschränkt sich weiter auf folgende Bereiche:

- die Gleichung darf nicht für Jet- flames angewendet werden [3-2]
- Die Voraussetzungen für einen Flashover dürfen nicht gegeben sein, so dass über die gesamte Dauer des Brandes von einem lokalen Brand ausgegangen werden kann. Dazu muss der Brandraum mindestens 400 m² groß sein und eine nicht gleichmäßig verteilte Brandlast aufweisen.
- Die Plumeformeln dürfen nicht für Freibrände angewendet werden

Ein Nachteil des Verfahrens besteht darin, dass weitere den Brand beeinflussende Parameter wie Ventilationsbedingungen, anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen und abwehrende Brandschutzmaßnahmen nicht berücksichtigt werden. In diesen Fällen wird auf ein erweitertes Verfahren nach Hosser/ Dehne verwiesen [3-11, 3-12].

3.5 Literaturhinweise

- [3-1] Heskestad: Fire plumes, flame height, and air entrainment; The SFPE handbook of fire protection engineering; third edition; 2002
- [3-2] Hasemi/ Tokunaga: Flame geometry effects on the buoyant plumes from turbulent diffusion flames; fire science and technology, 1984
- [3-3] Wakamatsu/ Hasemi/ Yokobayashi/ Ptchelintsev: Experimental study on the heating mechanism of a steel beam under ceiling exposed to a localized fire; interflam, 1996
- [3-4] Karlsson/ Quintiere: Enclosure fire dynamics; CRC Press LLC, 2002
- [3-5] McCaffrey: Flame height; The SFPE handbook of fire protection engineering; first edition; 1988
- [3-6] Schneider: Grundlagen der Ingenieurmethoden im Brandschutz; Werner Verlag, 2002
- [3-7] Franssen: Development of design rules for steel structures subjected to natural fires in closed car parks; Draft final report; ECSC; 1997
- [3-8] Franssen: Contributions a la modelisation des incendies dans les batiments et de leurs effects sur les structures ; Universite des Liege, Faculte des Sciences Appliquees ; 1997- 1998
- [3-9] Myllymäki, Kokkala: Thermal exposure to a high welded I-beam above a pool fire; proceedings of the first international workshop; Copenhagen; 2000
- [3-10] McGrattan/ Forney: Fire Dynamics Simulator (Version 4); National Institute of Standards and Technology; 2004
- [3-11] Hosser, Dehne: Vereinfachter brandschutztechnischer Nachweis für Bauteile bei lokal begrenzten Bränden in großen Räumen; Bauphysik Heft 4; 2001
- [3-12] Dehne: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung; Dissertation am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig; 2003

4 ERWEITERTE BRANDMODELLE (ANHANG D)

4.1 Übersicht

Anhang D beschreibt die Grundlagen der Anwendung erweiterter Brandmodelle. Sie können alternativ zur Berechnung der Temperaturentwicklung in einem Brandraum eingesetzt werden. Die beschriebenen Brandmodelle lassen sich hinsichtlich ihrer Leistungsfähigkeit in folgende Gruppen einteilen:

- Ein-Zonen-Modelle
- Zwei-Zonen-Modelle
- Feld-Modelle (rechnergestützte Fluid-Dynamik-Modell)

4.2 Hintergrundinformationen

4.2.1 Ein-Zonen-Modell

Das Einzonenmodell, das besser bekannt ist unter dem Namen Vollbrandmodell oder in der englischsprachigen Literatur Postflashovermodell, stand am Anfang der theoretischen Brandforschung. Entsprechend der praktischen Erfahrung bei vollentwickelten Bränden in kleineren Räumen wird vorausgesetzt, dass der Raum gleichmäßig mit heißen Rauchgasen gefüllt ist: das gesamte Brandraumvolumen wird als eine Zone (Kontrollvolumen) betrachtet, in der homogene Verhältnisse (z. B. Temperatur, Gaszusammensetzung) herrschen. Die wesentlichen Annahmen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Die Brandgase und die Flammen im Brandraum sind gut durchmischt, so dass sich eine einheitliche Temperatur einstellt.
- Die Emissivität der Rauchgase und der Flammen ist gleich und während des Brandverlaufes konstant.
- Die Innenwände sind graue Strahler mit einer konstanten Emissivität.
- Neben dem radiativen Wärmeaustausch zwischen Gas und Wand existiert außerdem ein konvektiver Austausch.
- Die Außenseite der Umfassung wird durch konvektiven Wärmeaustausch gekühlt.

Das Modell basiert auf dem idealen Gasgesetz nach Gleichung (4.1). Der innere Druck des Brandraumes ist das Produkt aus der inneren Gasdichte ρ_g , der idealen Gaskonstante R und der Gastemperatur T_g .

$$\rho_{\text{int}} = \rho_g \cdot R \cdot T_g \quad (4.1)$$

Die Zusammenhänge der Massenstrombilanz zeigt Bild 4.1.

4 Erweiterte Brandmodelle (Anhang D)

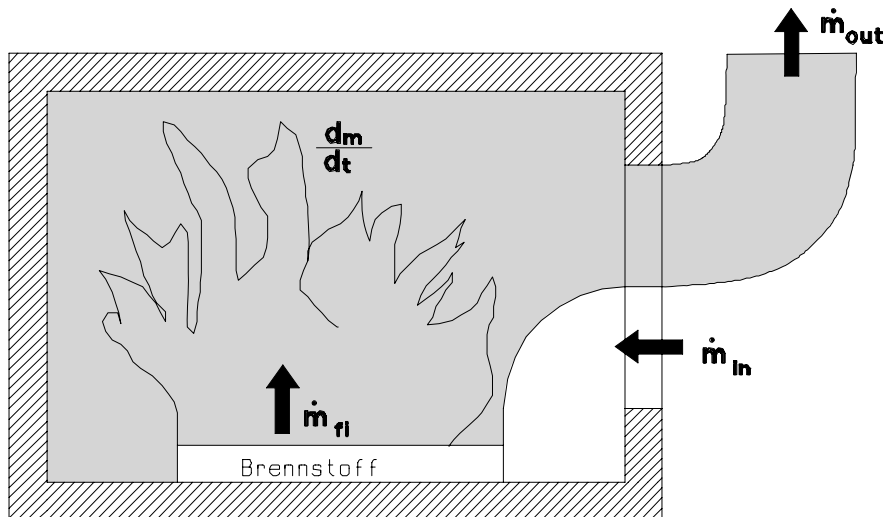


Bild 4.1 Darstellung der Massenstrombilanz im Ein-Zonen-Modell

Die Massenbilanz wird durch Gleichung (4.2) sichergestellt. Die Geschwindigkeit des Massenaustausches im Brandabschnitt ist:

$$\frac{dm}{dt} = \dot{m}_{in} - \dot{m}_{out} + \dot{m}_{fi} \quad (4.2)$$

$\frac{dm}{dt}$ Geschwindigkeit des Massenaustausches im Brandabschnitt [kg/s]

\dot{m}_{in} der aus den Öffnungen austretende Massenstrom [kg/s]

\dot{m}_{out} der durch die Öffnungen eintretende Massenstrom [kg/s]

\dot{m}_{fi} die Geschwindigkeit, mit der Verbrennungsprodukte entstehen [kg/s]

Bei Vernachlässigung der Geschwindigkeit des Massenaustausches und der Geschwindigkeit der Entstehung von Verbrennungsprodukten ist der eintretende Massenstrom gleich dem austretendem Massenstrom:

$$\dot{m}_{in} = \dot{m}_{out} \quad (4.3)$$

Das generelle Konzept besteht nun darin, die Rauchgastemperatur aus der Energiebilanz zu bestimmen. Eine anschauliche Darstellung dieser Energiebilanz vermittelt Bild 4.2.

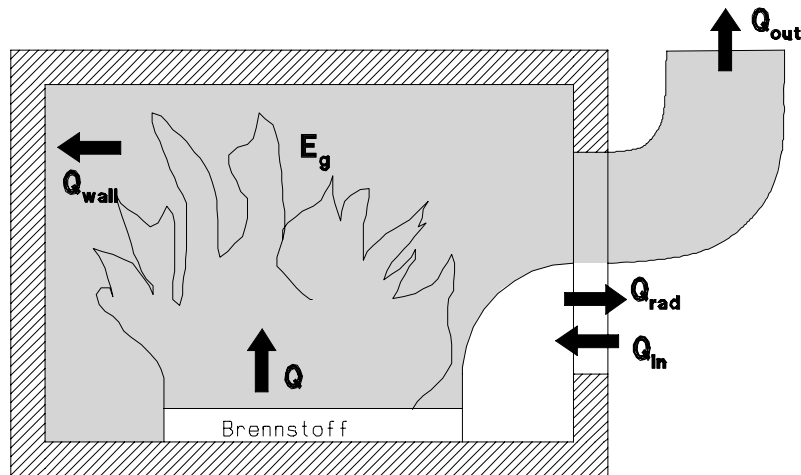


Bild 4.2 Darstellung der Energiebilanz im Ein-Zonen-Modell

Die Energiebilanz wird über Gleichung (4.4) aufgestellt.

$$\frac{dE_g}{dt} = Q - Q_{out} + Q_{in} - Q_{wall} + Q_{rad} \quad (4.4)$$

E_g innere Gasenergie [J]

Q Energiefreisetzungsrates des Brandes [W]

$$Q_{out} = \dot{m}_{out} \cdot c \cdot T_f$$

$$Q_{in} = \dot{m}_{in} \cdot c \cdot T_{amb}$$

$$Q_{wall} = (A_t - A_{h,v}) \cdot h_{net} \quad \text{Energieabgabe an Umfassungsbauteile}$$

$$Q_{rad} = A_{h,v} \cdot \sigma \cdot T_f^4 \quad \text{Energieabgabe durch Strahlung durch Öffnungen}$$

mit:

c spezifische Wärmekapazität [J/kgK]

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}$$

\dot{m} Massenstrom [kg/s]

T Temperatur [K]

Aus dieser kurzen Charakterisierung wird bereits deutlich, dass die Vollbrandmodelle alle Elemente der Brandentwicklungsphase ausklammern. Sie sind also nur für Aufgabenstellungen geeignet, welche die Vollbrandphase betreffen (kleine Räume, Brandöfen für Normbrandprüfungen).

Der Schwerpunkt der Anwendung von Vollbrandmodellen liegt bei der Vorhersage der mittleren Rauchgastemperaturen in kleineren Räumen und der daraus resultierenden Erwärmung von Baustoffen und Bauteilen zum Zwecke einer brandschutztechnischen

Auslegung der Konstruktion. Dagegen ist Vorsicht geboten bei der Extrapolation der Rechenergebnisse auf große Räume und bei Brandszenarien (z. B. bei geringer Brandbelastung), die eine gleichmäßige Erwärmung des Raumes nicht erwarten lassen.

4.2.2 Zwei-Zonen-Modell

Mit zunehmendem Kenntnisstand der Brandforschung wurden die Beschränkungen der Vollbrandmodelle erkannt und die Entwicklung der Mehrzonenmodelle eingeleitet. Diese berechnen die Energie und Massenbilanzen getrennt für jede Zone, wobei das Brandraumvolumen physikalisch sinnvoll in eine heiße Rauchgasschicht und eine kühlere Luftschicht unterteilt wird. Die Einmischung von Luft in die Flamme und in die aufsteigenden Flammengase (Plume) wird zusätzlich modelliert. Dies geschieht mit Hilfe von Plumemodellen, die den Transport von Rauchgasen vom Brandherd in die Rauchgasschicht beschreiben. Der Plumebereich wird häufig auch als dritte Zone betrachtet.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die Zonenbezeichnung nicht einheitlich gebraucht wird. Im Grunde sind darunter die o. g. Kontrollvolumina zu verstehen. Häufig werden jedoch auch andere relevante Bereiche wie Wände, Decken und zusätzliche brennbare Objekte als eigene Zonen aufgefasst.

Die Mehrzonenmodellierung basiert im wesentlichen auf folgenden Annahmen:

- Im Brandraum kommt es zur Ausbildung zweier unterschiedlicher Gasschichten, der oberen heißen Rauchgasschicht und der relativ klaren und kühleren Luftschicht.
- Die Schichten werden durch eine imaginäre horizontale Trennfläche getrennt, die im Prinzip als Barriere gegen einen Massenaustausch wirkt (abgesehen vom Plumemassenstrom und speziellen Effekten).
- Jede Schicht hat eine einheitliche Temperatur.
- Die Fluide innerhalb der Zonen werden als ruhend angenommen (außer Plume und Ventilationsöffnungen), und der Druck ist nur eine Funktion der Höhe und der Zeit.

Die auf den ersten Blick relativ geringfügig erscheinenden Erweiterungen gegenüber dem Vollbrandmodell erlauben es dennoch, auch die Verhältnisse vor dem Flashover mit der Rauchgasschichtung, dem Strahlungsaustausch zwischen unterschiedlichen Bereichen im Brandentwicklungsstadium, der Rückführung von Rauchgasen in die kühlere Luftschicht usw. realistischer zu beschreiben. Die Unterscheidung von mindestens zwei Zonen führt zu einer größeren Anzahl von Bereichen mit unterschiedlicher Temperatur und Emissivität. Die Berechnung des Strahlungsaustausches zwischen Flammen, Wänden und Objekten trägt wesentlich zu dem höheren Detaillierungsgrad der Mehrzonenmodelle bei. In Bild 4.3 sind einige der modellierbaren Phänomene mit den zugehörigen Massenströmen schematisch dargestellt. Hierzu gehören beispielsweise der durch Abkühlung an den Wänden entstehende Massenstrom von Rauchgasen in die untere Luftschicht und die Einmischung von Rauchgasen in die einströmende Frischluft.

Auf Details der zur Anwendung kommenden Submodelle und ihrer mathematischen Darstellung kann hier nicht eingegangen werden. Für eine Einführung in die Grundlagen der Zonenmodelle wird daher auf die Literatur verwiesen [4-1 bis 4-6].

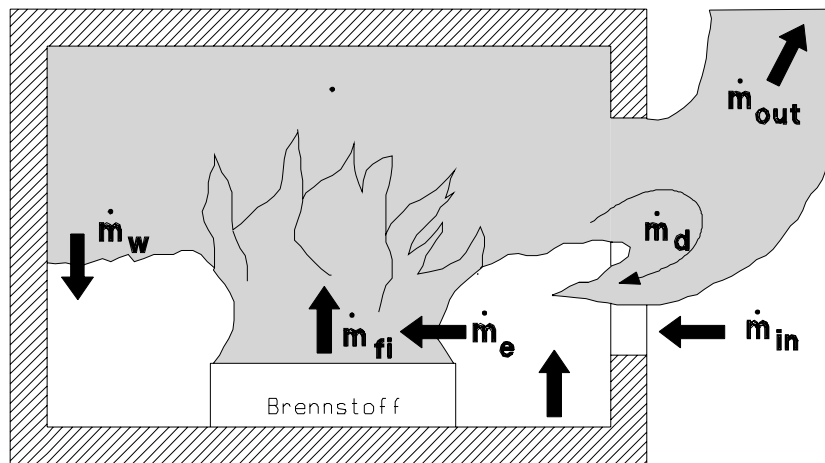


Bild 4.3 Darstellung der Massenstrombilanz im Zwei-Zonen-Modell

Darin bedeuten:

- \dot{m}_f = Pyrolyserate (kg/s)
- \dot{m}_e = in den Plume eingemischter Luftmassenstrom (kg/s)
- \dot{m}_w = Wandströmung infolge Abkühlung (kg/s)
- \dot{m}_{out} = Massenstrom aus dem Brandraum (kg/s)
- \dot{m}_{in} = Massenstrom in den Brandraum (kg/s)
- \dot{m}_d = Rückströmung durch Mischprozesse (kg/s)

Die Mehrzonenmodelle sind international anerkannt als Hilfsmittel zur Beurteilung der sich bei unterschiedlichen Ventilationsverhältnissen und Brandentwicklungen einstellenden Rauchgasschicht [4-1, 4-3, 4-4, 4-5, 4-7, 4-8]. Diese ist für die Beurteilung der Möglichkeiten zur Flucht und Rettung von Personen aus dem Brandraum sowie zur Brandbekämpfung durch die Feuerwehr von entscheidender Bedeutung. Neben der mittleren Rauchgastemperatur können auch die Massenanteile von Brandprodukten abgeschätzt werden. Zu diesem Zweck müssen allerdings die Entstehungsraten bekannt sein. Diese sogenannten Quellterme stellen jedoch insgesamt ein Problem dar. Der wesentliche Quellterm, die Abbrandrate des Brandgutes bzw. die Energiefreisetzungsrate, kann bis heute von keinem Modell allgemeingültig vorhergesagt werden. Die Abbrandrate muss in der Regel aus experimentellen Daten gewonnen und als Eingangsgröße vorgegeben werden. Wenn eine Reihe von Informationen als Anfangswerte vorhanden sind, kann dieses Modell erfolgreich zur Simulation der Brandausbreitung in möblierten Räumen eingesetzt werden. Ein Vergleich von Experiment und Rechnung zeigte eine Reihe sehr positiver Ergebnisse, aber auch die Grenzen der Simulation mit Zonenmodellen [4-9, 4-10].

4.2.3 Feldmodell

Mit der Steigerung der Leistungsfähigkeit moderner Computer wurde auch die Entwicklung der sogenannten Feldmodelle vorangetrieben. Der Name rührt daher, dass diese Modelle Variablen als Funktion von Ort und Zeit berechnen. Grundlage der Modellierung sind die fundamentalen Gleichungen für die Massen-, Energie- und Impulserhaltung. Sie liegen in Form partieller Differentialgleichungen allgemeingültig vor und müssen unter gegebenen Anfangs- und Randbedingungen gelöst werden. Eine exakte Lösung dieser Gleichungen ist allerdings in der Regel nicht möglich, so dass auch hier auf numerische Verfahren zurückgegriffen werden muss. Daraus erhält man wichtige physikalische Größen wie Temperatur, Druck, Gasgeschwindigkeiten in beliebiger Raumrichtung und Konzentrationen von Brandprodukten in beliebigen Raumpunkten.

Die grundlegenden Gleichungen werden dazu auf einem vom Benutzer vorzugebenden Raumgitter, das den Raum in viele kleine Elemente unterteilt und die kleinste Längenskala der Modellierung bestimmt, gelöst. Damit können die genannten Größen sowie der Massen- und Energieaustausch für beliebig kleine Kontrollvolumina berechnet werden. Physikalische Phänomene, deren natürliche Längenskala kleiner ist als die des verwendeten Gitters, müssen allerdings auch hier durch Submodelle beschrieben werden, bei denen es sich im wesentlichen um Turbulenzmodelle handelt.

Der wesentliche Unterschied zwischen einem Zonenmodell und einem Feldmodell besteht also nicht nur in der größeren Anzahl der benutzten Kontrollvolumina, sondern auch in der Methode der Modellierung des Austauschs von Masse und Enthalpie. Während das Zonenmodell hierfür vereinfachte Ansätze benutzt, wird der Austausch im Feldmodell direkt aus den grundlegenden Erhaltungsgleichungen berechnet. Das Feldmodell kommt daher mit einer geringeren Zahl an Annahmen und experimentell ermittelten Parametern aus.

4.3 Vergleich

Wie sich die unterschiedlichen Modellierungsansätze der Zonen- und Feldmodelle auswirken, lässt sich am besten anhand einiger Beispiele darstellen.

Wie oben erläutert, ist eine grundlegende Annahme für die Anwendung eines Zonenmodells die Bildung einer relativ homogenen Rauchgasschicht. Dabei ist allgemein anerkannt, dass diese Bedingung bei nicht allzu großen Räumen mit einfachen geometrischen Formen in guter Näherung erfüllt ist. Die allgemeinen Bedingungen, unter denen diese Annahme zutrifft, sind dagegen nicht exakt beschreibbar, da die Auswirkungen der vom Brand induzierten Strömungen im Zonenmodell nur sehr grob erfasst sind [4-11]. Transiente Effekte wie die Zeit zur Ausbildung einer homogenen Rauchgasschicht oder eines Plumes werden im Zonenmodell ignoriert. Bild 4.4 zeigt in schematischer Form eine "Rauchgasschicht", wie sie sich bei hohen Räumen zumindest zeitweise einstellen könnte. Unter gewissen Umständen kann es sogar vorkommen, dass die Rauchgase nicht bis zur Decke aufsteigen, da bereits eine stabile Schichtung vorhanden ist. Ob sich solche Zustände tatsächlich einstellen und wie lange sie anhalten, lässt sich nur mit einem Feldmodell genauer untersuchen.

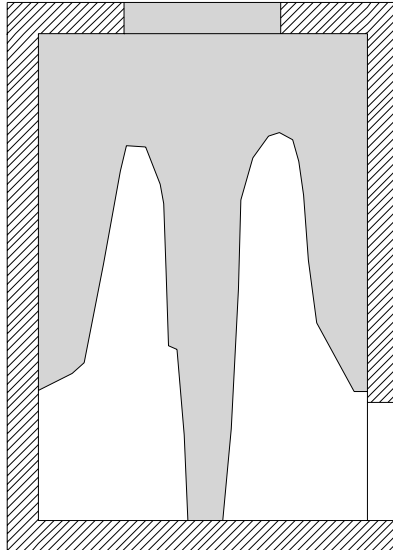


Bild 4.4 Form einer Rauchgasschicht in einem Atrium (schematisch)

Das Druckprofil im Brandraum lässt sich mit Hilfe des Feldmodells an jedem Gitterplatz aus den Gleichungen berechnen. Im Zonenmodell wird der Druck aus einem Referenzdruck am Fußboden, der Dichte in den jeweiligen Gasschichten und der Dicke der Rauchgasschicht bestimmt. Er ist daher nur von der Höhe abhängig. Als Resultat kann festgehalten werden, dass das Feldmodell besonders da zum Einsatz kommen sollte, wo die Auswirkungen komplexer Strömungen zu untersuchen sind. Beispiele dafür sind die Untersuchungen des Brandes in der U-Bahnstation Kings Cross oder die Auswirkungen eines Ventilationssystems in einem Kraftwerk, welches u. U. zu einer Verrauchung der unteren Luftschicht hätte führen können [4-11]. In [4-13] wird der Einfluss der Lage des Brandortes in einem relativ kleinen Raum untersucht mit dem Ergebnis, dass im Brandraum in Abhängigkeit von Brandort signifikante Temperaturunterschiede auftreten.

Diese Beispiele zeigen, dass mit dem Feldmodell viele Details eines Brandszenariums erfasst werden können, die mit einem Zonenmodell nicht darstellbar sind. Der Preis dafür sind allerdings lange Rechenzeiten, selbst auf leistungsfähigen Computern, und die Notwendigkeit der entsprechend detaillierten Vorgabe von Anfangs- und Randbedingungen.

Auch für das Feldmodell gilt, dass der Brand selbst, d. h. die Abbrandrate oder Energiefreisetzungsrates, im allgemeinen nicht vorhergesagt werden kann. Die Güte der Vorhersage hängt somit bei allen verfügbaren Brandmodellen von der Genauigkeit der Eingabedaten für den Quellterm ab. Der Quellterm ist somit derzeit das "schwächste Glied in der Nachweiskette" mittels Brandsimulation. Je besser er durch realistische Experimente abgesichert werden kann, umso größer wird das Vertrauen in diese Modelle sein.

4.4 Fazit

Die Anwendung der beschriebenen Modelle ist in den Ingenieurbüros im Bereich von Gutachten und Brandschutzkonzepten bereits gängige Praxis. Es muss jedoch vorausgesetzt werden, dass der ausführende Ingenieur über eine ausreichende Sachkenntnis und Erfahrung verfügt.

Die Leistungsfähigkeit der Modelle muss dem Anwender bekannt sein. Unter diesem Hintergrund bedeutet die Aufnahme der Simulationsmodelle in die Normung die logische Folge der in der Praxis bereits üblichen Vorgehensweise, ohne dass daraus eine Reduzierung des Sicherheitsniveaus resultiert. Für weitere Informationen wird auf den vfdB Leitfaden „Ingenieurmethoden des Brandschutzes“ verwiesen, der im Jahr 2005 erscheinen wird.

4.5 Literaturhinweise

- [4-1] Jones, W.W.: Modelling Smoke Movement through Compartment Structures. Journ. of Fire Sciences, Vol. 11 (1993), 172
- [4-2] Cooper, L. Y.: Interaction of an Isolated Sprinkler Spray and a Two-Layer Compartment Fire Environment. NISTIR 4587, 1991
- [4-3] Rockett, J.A.: Using the Harvard/NIST Mark VI Fire Simulation. NISTIR 4464, 1990
- [4-4] Mitler, H. E., Rockett, J.A.: User's Guide to FIRST, NBSIR 87-3595, 1987
- [4-5] Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen. Dissertation Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991
- [4-6] Mitler, H.E., Rockett, J.A.: How Accurate is Mathematical Fire Modelling? NBSIR 86-3459, 1986
- [4-7] Tanaka, T., Yamana, T.: Smoke Control in Large Scale Spaces; Part 1 + 2. Fire Science and Technology, Vol. 5, No. 1 (1985), 31-54
- [4-8] Chow, W.W., Wong, W.K.: On the Simulation of Atrium Fire Environments in Hong Kong Using Zone Models. Journ. of Fire Sciences, Vol. 11 (1993), 3
- [4-9] Schwanebeck, W., Siegfried, W.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen der Brandentstehung und -ausbreitung. Braunschweiger Brandschutz-Tage 1991
- [4-10] Rockett, J.A.: Modelling of NBS Mattress Tests with the Harvard Mark V Fire Simulation. NBSIR 81-2440, 1982
- [4-11] Beard, A.: Limitations of Computer Models. Fire Safety Journal 18 (1992), 375-391

5 BRANDLASTDICHTEN UND ENERGIEFREISETZUNGSRATE (ANHANG E)

5.1 Übersicht

In Anhang E werden die Grundlagen für die Ermittlung des Bemessungsbrandes zusammengestellt. Es wird ein Verfahren zur Bestimmung einer „Bemessungsbrandlast“ in Abhängigkeit der Nutzung, Brandentstehungsgefahr und der brandschutztechnischen Infrastruktur angegeben. Anhang E enthält Vorschläge zur Berücksichtigung geschützter Brandlasten, der Netto-Verbrennungswärme von Brandlasten sowie Hilfsmittel zur Klassifizierung von Brandlasten nach Nutzungseinheiten und zur Bestimmung von Brandlasten im Einzelfall. Mit einer Funktion für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate kann für vereinfachte und allgemeine Brandmodelle das Abbrandverhalten bzw. der Quellterm eines natürlichen Brandes beschrieben werden.

5.2 Hintergrundinformationen

5.2.1 Brandlastdichten

Der Bemessungswert der Brandlastdichte lässt sich nach Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang E in Abhängigkeit zahlreicher Faktoren δ_i ermitteln, mit denen die Brandentstehungsgefahr in Abhängigkeit von der Nutzung sowie die brandschutztechnische Infrastruktur berücksichtigt werden soll. Dabei werden anlagentechnische und abwehrende Brandschutzmaßnahmen über eine Reduzierung der Brandlastdichte berücksichtigt, bei deren Bestimmung eine Brandaktivierungsgefahr in Abhängigkeit von Nutzung und Fläche eingeht. Mit Hilfe des Bemessungswertes der Brandlastdichte kann dann der Temperaturzeitverlauf im Brandraum und in dessen Folge die Erwärmung und der Feuerwiderstand der Bauteile bestimmt werden [5-1].

Das gleichzeitige Vorhandensein mehrerer Maßnahmen der brandschutztechnischen Infrastruktur wird nach dem Sicherheitskonzept in Anhang E durch Multiplikation der entsprechenden Faktoren δ_i berücksichtigt. Die einzelnen Brandschutzmaßnahmen sind jedoch teilweise nicht stochastisch voneinander unabhängig, so dass dieses Vorgehen mathematisch nicht korrekt ist [5-1]. Die große Anzahl von Teilsicherheitsfaktoren δ_i , deren Herkunft z. T. nicht nachvollzogen werden kann, führt zu einer unübersichtlichen und umständlichen Ermittlung der Bemessungsbrandlast. Das in [5-1] vorgestellte Sicherheitskonzept berücksichtigt die Vorhaltung mehrerer Brandschutzmaßnahmen über das physikalische Modell, indem die Wirkung der kombinierten Maßnahmen auf die Energiefreisetzungsrate (Teilsicherheitsbeiwert γ_s) und den Tragwerkswiderstand (Teilsicherheitsbeiwert γ_R) quantifiziert wird. Die Teilsicherheitsbeiwerte γ_s und γ_R sind nutzungsabhängig und wurden in [5-1] für industrielle Nutzungen ermittelt.

Da zurzeit für Wohn- und Büronutzungen kein belastbares Sicherheitskonzept mit abgesicherten Teilsicherheitsbeiwerten vorliegt, wird empfohlen bei Nutzungseinheiten von nicht mehr als 400 m² die Brandlastdichte unabhängig von der Brandentstehungsgefahr und der vorhandenen brandschutztechnischen Infrastruktur die Bemessungsbrandlast deterministisch zu ermitteln, indem die Faktoren $\delta_i = 1,0$ gesetzt werden.

Für industrielle Nutzungen kann das Verfahren der äquivalenten Branddauer nach DIN 18230-1 [5-2] (vgl. Abschnitt 6) bzw. ein allgemeines Brandmodell (vgl. Abschnitt 4) in Verbindung mit dem Sicherheitskonzept nach [5-1], [5-3] angewendet werden.

5.2.2 Energiefreisetzungsrate und Heizwert

Grundlage für Naturbrandmodelle sollte ein auf ein reales Brandszenario basierender Bemessungsbrand sein. Der Bemessungsbrand beschreibt den durch das Bemessungs-Brandszenario hervorgerufenen möglichen Brandverlauf quantitativ in Form von zeitabhängigen Brandparametern und ist Grundlage eines risikogerechten Auslegungsverfahrens. Im Allgemeinen wird der Bemessungsbrand in Form einer Energiefreisetzungsrate definiert, auf deren Grundlage sich mit Brandmodellen die Brandwirkungen, wie z. B. Temperaturverteilung im Brandraum und Rauchgasströme berechnen lassen. Der Verlauf der Energiefreisetzungsrate hängt im Wesentlichen von der Art und Menge der Brandlasten, von den Ventilationsverhältnissen, der Geometrie des Brandraumes, seinen Umfassungsbauteilen sowie vom Beginn der Löschmaßnahmen durch die Feuerwehr oder Sprinklerung ab [5-4].

Die Energiefreisetzungsrate $\dot{Q}(t)$ [W] ergibt sich nach Gleichung (5.1) zu:

$$\dot{Q}(t) = \dot{m}(t) \cdot \chi \cdot H_u, \quad (5.1)$$

mit:

$\dot{m}(t)$ Abbrandrate zum Zeitpunkt t [kg/s],

t Zeit [s]

χ Verbrennungseffektivität [-],

H_u unterer Heizwert nach [5-6] [J/kg].

Für Wohn- und Büronutzungen mit vorwiegend holzartigen Brandlasten (Verbrennungseffektivität $\chi = 0,7$ [5-7], [5-8], unterer Heizwert $H_u = 17,3$ MJ/kg [5-9]) kann als mittlere effektive Verbrennungswärme

$$H_{\text{eff}} = \chi \cdot H_u = 0,7 \cdot 17,3 = 12,1 \text{ MJ/kg} \quad (5.2)$$

angesetzt werden [5-5].

Für ventilationsgesteuerte Brände ergibt sich die maximale Energiefreisetzungsrate durch Verknüpfung von Gleichung (5.1) und (5.2) [5-5]:

$$\dot{Q}_{\text{max,v}} = 1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w} \quad [\text{MW}]. \quad (5.3)$$

Für einen genaueren Nachweis kann die maximale Energiefreisetzungsrate für ventilationsgesteuerte Brände durch Gleichung (5.4) ermittelt werden.

$$\dot{Q}_{\text{v,max}} = 0,1 \cdot A_w \sqrt{h_w} \cdot \chi \cdot H_u \quad [\text{MW}], \quad (5.4)$$

Für brandlastgesteuerte Brände kann die maximale Energiefreisetzungsrate für Wohn- und Büronutzungen nach Gleichung (5.5) bestimmt werden [5-5]:

$$\dot{Q}_{\text{max,f}} = 0,25 \cdot A_f \quad [\text{MW}]. \quad (5.5)$$

Für einen genaueren Nachweis kann die maximale Energiefreisetzungsrate für brandlastgesteuerte Brände durch Gleichung (5.6) ermittelt werden.

$$\dot{Q}_{\max,f} = \dot{m}'' \cdot A_f \cdot \chi \cdot H_u, \quad (5.6)$$

mit:

\dot{m}'' flächenspezifische Abbrandrate [$\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$].

Die maximale Energiefreisetzungsrate kann als der kleinere der beiden Maximalwerte des ventilationsgesteuerten bzw. brandlastgesteuerten Falls bestimmt werden [5-4]:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN} \left\{ \dot{Q}_{\max,v} ; \dot{Q}_{\max,f} \right\}. \quad (5.7)$$

Durch Gleichung (5.7) lässt sich somit feststellen, ob der Brand ventilations- oder brandlastgesteuert ist.

Die Brandentwicklungszeit, welche der Zeitdauer entspricht, bis der Brand auf eine Energiefreisetzungsrate von 1,0 MW angewachsen ist, kann für Wohn- und Büronutzungen nach Gleichung (5.8) angenommen werden zu:

$$t_g = 300 \text{ s} \quad (5.8)$$

Soll ein genauerer Nachweis geführt werden, so kann t_g experimentell bestimmt werden oder aus Tabelle 5.1 entnommen werden.

Tabelle 5.1 Brandentwicklungszeit t_g

Wachstumsrate	Brandentwicklungszeit [s]	Nutzungsbeispiel
langsam	600	Verkehr (öffentlicher Bereich)
mittel	300	Wohnung, Büro
		Krankenhaus (Zimmer)
		Hotel (Zimmer)
		Klassenzimmer einer Schule
schnell	150	Bibliothek, Theater
		Einkaufszentrum

Wenn die Brandlast im Brandraum durch den Brand weitgehend aufgezehrt ist und keine weitere Brandausbreitung auf benachbarte Räume stattfindet, setzt die Abklingphase des Brandes ein. Die Energiefreisetzungsrate verringert sich, wenn 70 % bis 80 % der anfänglich vorhandenen Brandlast umgesetzt sind [5-10]. Die Abklingphase kann auch durch äußere Eingriffe wie Löschmaßnahmen der Feuerwehr oder Sprinklerung eingeleitet werden. Für die

Energiefreisetzungsrate wird in der Abklingphase ein linear fallender Verlauf angesetzt, bis die gesamte Brandlast aufgezehrt ist.

Bild 5.1 zeigt den Verlauf der Energiefreisetzungsrate in den drei Phasen des Brandes, der für die Ermittlung des Temperaturzeitverlaufs realer Brände in Ansatz gebracht wird [5-5]. Die gesamte verbrennende Brandlast Q setzt sich aus den in den drei Phasen des Brandes verbrauchten Anteile Q_1 , Q_2 und Q_3 zusammen:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3 . \quad (5.9)$$

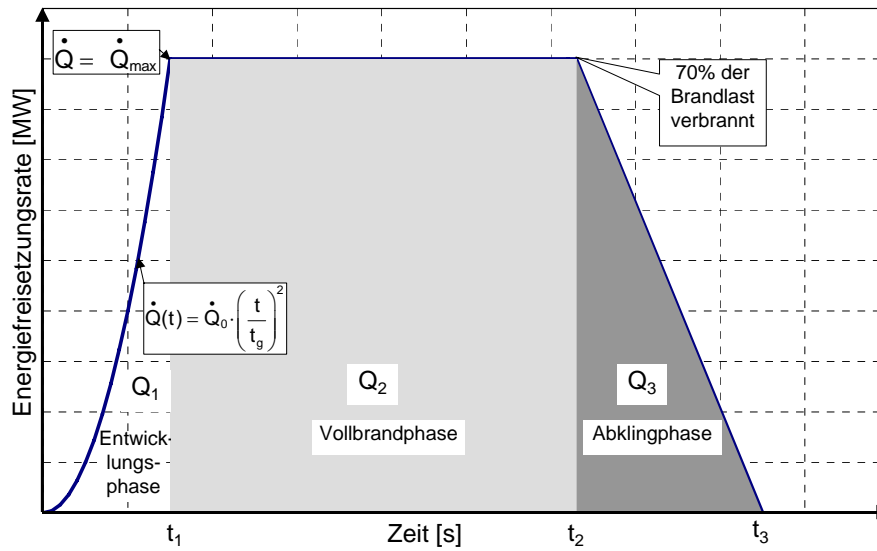


Bild 5.1 Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate (Prinzip)

Der Zeitpunkt t_1 , zu dem die Entwicklungsphase des Brandes in die Vollbrandphase übergeht, ermittelt sich zu:

$$t_1 = \sqrt{t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max}} . \quad (5.10)$$

Die in der Brandentwicklungsphase aufgezehrte Brandlast Q_1 ergibt sich zu:

$$Q_1 = \frac{t_1^3}{3 \cdot t_g^2} . \quad (5.11)$$

In der Vollbrandphase herrscht die maximale Energiefreisetzung. Die Energiefreisetzungsrate verläuft konstant. Die Vollbrandphase endet, wenn 70 % der gesamten Brandlast Q verbrannt sind. Die in der Vollbrandphase aufgebrauchte Brandlast ermittelt sich demnach zu:

$$Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 . \quad (5.12)$$

Der Zeitpunkt t_2 , zu dem der Brand in die Abklingphase übergeht, errechnet sich zu:

$$t_2 = t_1 + \frac{Q_2}{\dot{Q}_{\max}} . \quad (5.13)$$

Die Abklingphase des Brandes setzt ein, wenn noch 30 % der gesamten Brandlast Q unverbrannt sind:

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q . \quad (5.14)$$

Die Energiefreisetzungsrate fällt linear ab, bis zum Zeitpunkt t_3 die gesamte Brandlast Q aufgebraucht ist:

$$t_3 = t_2 + \frac{2 \cdot Q_3}{\dot{Q}_{\max}} . \quad (5.15)$$

5.2.3 Berücksichtigung des Flashover

Entwickelt sich ein Brand in einem Raum ohne Störeinflüsse, so erreichen die Temperaturen in der heißen Rauchgasschicht Werte (ca. 500°C-600°C), bei denen es zu einer vermehrten Wärmestrahlung auf alle sich im Brandraum befindlichen Objekte kommt. Wird die kritische Wärmestromdichte ($\approx 20 \text{ kW/m}^2$) überschritten, so entzünden sich schlagartig sämtliche im Brandraum befindlichen Brandlasten, die Energiefreisetzungsrate und die Temperaturen im Brandraum steigen sprunghaft an (flash over). Die Eintrittswahrscheinlichkeit, der Zeitpunkt des Auftretens eines flash over sind von einer Reihe von Faktoren wie z. B. der Art und Lage der Brandlasten im Brandraum, der Höhe der Zündquelle abhängig. Nach dem Verfahren von Thomas kann die kritische Energiefreisetzungsrate \dot{Q}_{fo} für das Auftreten eines flash overs ermittelt werden [5-8]:

$$\dot{Q}_{fo} = m_g c_p (T_g - T_a) + \dot{Q}_{\text{loss}} , \quad (5.16)$$

mit:

m_g Gasstrom aus der Brandraumöffnung [kg/s],

c_p spezifische Wärme des Heißgases [J/(kgK)],

T_g Heißgastemperatur [°C],

T_a Umgebungstemperatur [°C],

\dot{Q}_{loss} Netto-Wärmestrom der Heißgasschicht an die Umgebung [W].

Unter Annahme von $(T_g - T_a) = 600^\circ\text{C}$, $c_p = 1,26 \text{ kJ/(kgK)}$ und $\dot{Q}_{\text{loss}} = 0,0078 \cdot A_T$ [MW]. ergibt sich die kritische Energiefreisetzungsrate für einen flash over zu:

$$\dot{Q}_{fo} = 0,0078 \cdot A_T + 0,378 \cdot A_w \sqrt{h_w} \quad [\text{MW}] \quad (5.17)$$

Diese Beziehung, die experimentell für kleine bis mittelgroße Räume abgesichert ist, kann für die Abschätzung des Zeitpunktes $t_{1,fo}$, bei dem der flash over einsetzt und die Energiefreisetzungsrate schlagartig auf ihr Maximum ansteigt, angewendet werden [5-5]:

$$t_{1,fo} = \sqrt{t_g^2 \cdot \dot{Q}_{fo}} . \quad (5.18)$$

Ist der Zeitpunkt $t_{1,fo}$ kleiner als der nach Gleichung (5-10) bestimmte Zeitpunkt t_1 , so ist der flash over zu berücksichtigen (Bild 5.2). Im Fall $t_{1,fo} \geq t_1$, welcher insbesondere bei kleinen Räumen zu erwarten ist, steigt die Energiefreisetzungsrate schnell bis auf ihr Maximum an, so dass kein flash over im Sinne von Gleichung (5.17) eintritt.

Analog Gleichung (5.11) kann die zum Zeitpunkt des flash over bereits verbrannte Brandlast $Q_{1,fo}$ bestimmt werden:

$$Q_{1,fo} = \frac{t_{1,fo}^3}{3 \cdot t_g^2} \cdot \quad (5.19)$$

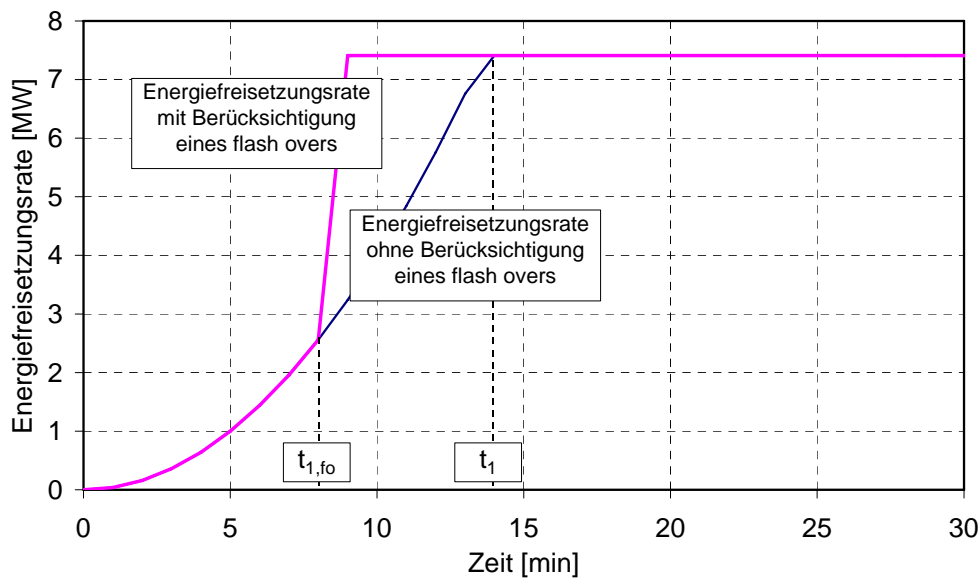


Bild 5.2 Verlauf der Energiefreisetzungsrate mit und ohne Berücksichtigung eines flash overs

5.2.4 Raumzellenbrände

Leichte Trennwände zur Abtrennung von Raumzellen erfüllen zwar keine brandschutztechnischen Anforderungen, weisen jedoch eine geringe Feuerwiderstandsdauer auf und wirken somit einer ungehinderten Brandausbreitung in der gesamten Nutzungseinheit entgegen. Ein entstehender Brand wird sich sukzessive von Raumzelle zu Raumzelle ausbreiten, bis die gesamte Nutzungseinheit in Flammen steht [5-5].

Bei Versagen einer Zellenwand wird die Energiefreisetzungsrate für den nun größeren Brandraum mit u. U. veränderter Brandlastdichte, größeren Öffnungsflächen und veränderten thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile ermittelt. In der Zelle des Brandursprungs herrschen zum Zeitpunkt des Zellendurchbruches in der Regel Vollbrandbedingungen. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass sich sämtliche in der Nebenzelle befindlichen Brandlasten beim Versagen der Zellenwand unmittelbar entzünden. Je nach Gebäudestruktur und Ausführung der Zellenwände kann sich der Brand von der Brandursprungszelle auch auf drei oder mehr Zellen gleichzeitig ausdehnen, wenn unterstellt wird, dass die Zellenwände zu den Nachbarzellen gleichartig aufgebaut sind und somit bei einem voll entwickelten Brand in der Ursprungszelle gleichzeitig versagen. Die Energiefreisetzungsrate muss den jeweils herrschenden Randbedingungen angepasst werden und steigt beim

Zellendurchbruch unmittelbar auf ihr, durch die neuen Randbedingungen des vergrößerten Brandraumes (zwei bzw. drei Zellen) begrenztes, Maximum an (Bild 5.3).

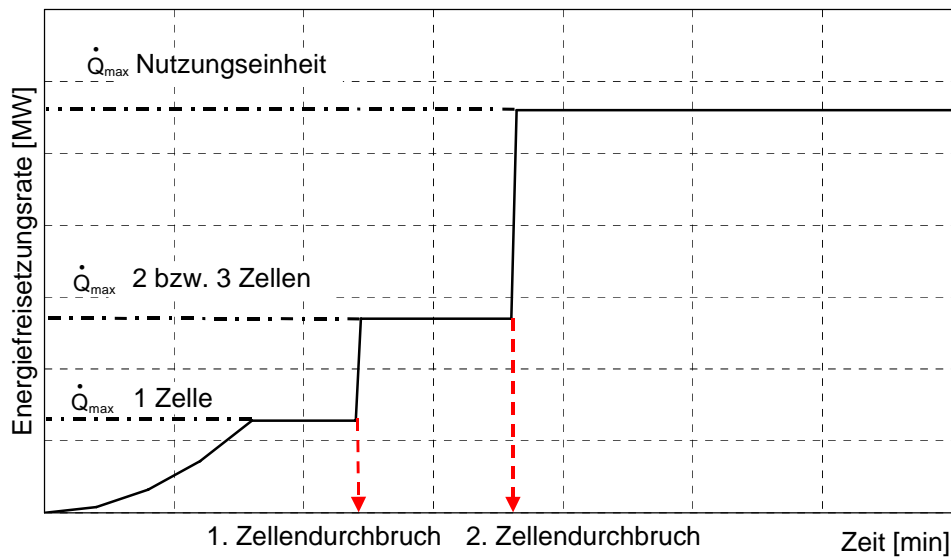


Bild 5.3 Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei sukzessiver Brandausbreitung in einem Gebäude mit Zellenbauweise (qualitativ)

Der Brand wird heftiger, die Zeit bis zum Versagen der nächsten Zellenwände kürzer. Daher kann beim 2. Zellendurchbruch in die angrenzenden Zellen vereinfachend von einem Vollbrand in der gesamten Nutzungseinheit ($A_f \leq 400 \text{ m}^2$) mit entsprechender Energiefreisetzungsrate ausgegangen werden [5-5].

5.2.5 Anwendungshilfen

5.2.5.1 Brandlastdichte

Die vorhandene Brandlastdichte q kann entweder entsprechend der Nutzung klassifiziert oder durch Erhebung bestimmt werden. Im Regelfall und bei üblichen Nutzungen können die klassifizierten Werte in Tabelle 5.2 verwendet werden. Als Bemessungswert der Brandlastdichte q sollte die 80 % - Fraktile gewählt werden.

Tabelle 5.2 Brandlastdichte q [MJ/m^2] für verschiedene Nutzungen

Nutzung	Mittelwert	80 %-Fraktile
Wohnung	780	948
Krankenhaus (Zimmer)	230	280
Hotel (Zimmer)	310	377
Bücherei	1500	1824
Büro	420	511
Klassenzimmer einer Schule	285	347
Einkaufszentrum	600	730
Theater (Kino)	300	365
Verkehr (öffentlicher Bereich)	100	122

Falls keine Klassifizierung von Nutzungen möglich ist, dürfen die Brandlasten für den betrachteten Einzelfall durch eine Erhebung bestimmt werden. Bei der Erhebung der Brandlasten müssen alle brennbaren Materialien von Einrichtungsgegenständen inkl. Wandbekleidungen, Einbauschränke, Kabel, etc. berücksichtigt werden. Veränderungen im Laufe der Zeit, ungünstige Entwicklungen und mögliche Nutzungsänderungen müssen mitberücksichtigt werden.

Die charakteristische Brandlast ergibt sich nach Gleichung (5.20):

$$Q_{fi,k} = \sum_{i=1}^n M_{k,i} \cdot \chi \cdot H_u \cdot \Psi_i, \quad (5.20)$$

wobei:

$M_{k,i}$ Masse [kg]

χ Verbrennungseffektivität [-]

$H_{u,i}$ unterer Heizwert nach [5-6] [MJ/kg]

Ψ_i Kombinationsbeiwert [-]

Die Verbrennungseffektivität eines Brennstoffs ist im Wesentlichen von den Bedingungen der Verbrennung abhängig, wie z. B. den chemischen Bindungen des Brennstoffs, den Ventilationsverhältnissen am Brandherd und der Temperatur der Rauchgase [5-7]. Die Verbrennungseffektivität χ kann aus der einschlägigen Literatur wie z. B. [5-7] und [5-8] entnommen werden. Tabelle 5.3 gibt Anhaltswerte für verschiedene Brandlasten. Für Büro- und Wohnnutzungen mit vornehmlich holzartigen Brandlasten kann die Verbrennungseffektivität vereinfacht zu $\chi = 0,7$ angenommen werden.

Tabelle 5.3 Verbrennungseffektivität χ für Brandlasten

Brandlast	χ [-]
Öl	1,0
Kabel	0,6
Holzkippen	0,7
Holzkohle	1,0
Papier (Zellulose)	0,7
Baumwollappen	0,7
Gummi	1,0

Der untere Heizwert H_u kann gemäß [5-6] als Maß der freigesetzten Energie pro kg einer Brandlast im so genannten Bombenkalorimeter unter Laborbedingungen ermittelt werden. Er unterscheidet sich von der effektiven Verbrennungswärme, welche berücksichtigt, dass bei realen Bränden i. d. R. keine vollständige Verbrennung stattfindet und Rückstände unverbrannten Brennstoffs verbleiben. In Tabelle 5.4 werden für einige Brandlasten Werte für H_u angegeben. In [5-8], [5-9] und [5-11] sind Werte für weitere Brandlasten tabelliert. Für Büro- und Wohnnutzungen mit vornehmlich holzartigen Brandlasten kann der untere Heizwert vereinfacht zu $H_u = 17,3$ MJ/kg angenommen werden.

Tabelle 5.4 Unterer Heizwert H_u für Brandlasten

Material	Unterer Heizwert [MJ/kg]
Fichtenholz	17,3
Spanplatten	17,3
Kleinmöbel aus Holzwerkstoffen, unverpackt	17,3
Korbwaren	17,3
Bücher (Regal)	15,1
Papier, lose	15,1
Kleidung	20,0
Kork	20,0
Baumwolle	20,0
Seide	20,0
Stroh	20,0
Wolle	20,0

Brandlasten in Einhausungen (z. B. Tresore bzw. Metallschränke), die so bemessen wurden, dass sie einen Brand überstehen, brauchen nicht berücksichtigt zu werden. Brandlasten in nicht brennbaren Einhausungen, für die keine Brandbemessung durchgeführt wird, dürfen in Anlehnung an DIN 18230-1 Absatz 6.5.4 wie folgt berücksichtigt werden:

$\Psi_i = 0,8$ für Brandlasten in der Einhausung mit der größten Brandlast,

$\Psi_i = 0,55$ für alle weiteren Brandlasten.

5.3 Anwendungsbeispiele

Die Ermittlung von Brandlastdichten und Energiefreisetzungsraten wurde in Kapitel 1.3 im Rahmen der Anwendungsbeispiele zum vereinfachten Brandmodell der Realbrandkurven gezeigt.

5.4 Fazit

Für die Anwendung von vereinfachten und allgemeinen Brandmodellen ist die Vorgabe eines Bemessungsbrandes erforderlich, um eine realistische, überprüfbare und abgesicherte Bemessungsgrundlage zu erhalten. Die rechnerische Erfassung wesentlicher Einflussfaktoren des Bemessungsbrandes wie der Brandlastdichte, dem Heizwert der Brandlasten und des Verlaufs von Abbrandrate bzw. Energiefreisetzungsraten wird im Anhang E vorgestellt. Das im Anhang E angewendete Sicherheitskonzept wird im Nationalen Anhang zunächst außer Kraft gesetzt, so dass die Bemessungsbrandlast deterministisch bestimmt wird. Für die Ermittlung des Verlaufs der Energiefreisetzungsraten ergeben sich kleinere Änderungen bzw. Optimierungen, die Forschungsergebnisse der letzten Jahre berücksichtigen und in Deutschland zurzeit im Rahmen von Sondergutachten bereits praktiziert werden.

5.5 Literaturhinweise

- [5-1] Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. Braunschweig: Technische Universität, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2003.
- [5-2] DIN 18230 Teil 1: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer. Berlin: Beuth Verlag, Mai 1998.
- [5-3] Hosser, D.; Dehne, M.: Brandschutz im Industriebau - DIN 18230 und kein Ende. Festschrift zum 60. Geburtstag von Ulrich Schneider. Institut für Baustoffkunde und Bauphysik der TU Wien, 2002.
- [5-4] Hosser, D; Zehfuß, J.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise, Forschungsvorhaben S 503 im Auftrag der Stiftung Industrieforschung, Köln, Abschlussbericht: Braunschweig: Technische Universität, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2002.
- [5-5] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Braunschweig: Technische Universität, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2004.
- [5-6] DIN 51900 Teil 2: Prüfung fester und flüssiger Brennstoffe - Bestimmung des Brennwertes mit dem Bomben-Kalorimeter und Berechnung des Heizwertes - Verfahren mit isoperibolem oder static-jacket Kalorimeter, Mai 2003.

- [5-7] Blume, G. W.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten. Braunschweig: Technische Universität, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2003.
- [5-8] Society of Fire Protection Engineers, National Fire Protection Association (Hrsg.): The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Quincy (Massachusetts, USA): National Fire Protection Association, 1990.
- [5-9] DIN 18230 Teil 3: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Rechenwerte. Berlin: Beuth Verlag, August 2002.
- [5-10] Schleich, J. B. et al.: Competitive Steel Buildings through Natural Fire Safety Concept : Draft Final Report : CEC Agreement 7210-SA/125, 1999.
- [5-11] Schneider, U.: Ingenieurmethoden im baulichen Brandschutz. Kontakt & Studium. Band 531. Expert-Verlag: Renningen, 2001.

6 ÄQUIVALENTE BRANDDAUER (ANHANG F)

6.1 Übersicht

In Anhang F wird ein Verfahren zur Ermittlung der äquivalenten Branddauer vorgestellt. Das Verfahren in Anhang F basiert auf dem Verfahren der DIN 18230-1 [6-1], welches für den baulichen Brandschutz im Industriebau entwickelt worden ist. Das Verfahren in Anhang F ist baustoffabhängig. Es kann nicht auf Verbundkonstruktionen aus Stahl und Beton sowie Holzbaukonstruktionen angewendet werden.

6.2 Hintergrundinformationen

Beim Verfahren mit äquivalenter Branddauer wird die Brandbeanspruchung eines Bauteils bei einer beliebigen Temperaturbeanspruchung auf diejenige bei einem Normbrand zurückgeführt. In zahlreichen Brandversuchen wurde festgestellt, dass zwischen Brandlast und äquivalenter Branddauer näherungsweise eine lineare Abhängigkeit besteht. Auf diesem Grundsatz basieren die Nachweisverfahren in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang F und in DIN 18230-1 [6-1]. Bei diesen Verfahren wird die äquivalente Branddauer aus dem Produkt von rechnerischer Brandbelastung, Wärmeabzugsfaktor und einem Umrechnungsfaktor in einer einfachen Handrechnung ermittelt. Unter Berücksichtigung von Bewertungs- und Sicherheitsfaktoren wird die äquivalente Branddauer in eine erforderliche Feuerwiderstandsdauer der Bauteile umgerechnet, die den Feuerwiderstandsklassen nach den baustoffbezogenen Eurocodes bzw. der DIN 4102-4 [6-2] zugeordnet werden kann. Mittelbar wird bei den Verfahren mit äquivalenter Branddauer die ETK als maßgebende Brandbeanspruchung zur Beurteilung des Brandverhaltens von Bauteilen zugrunde gelegt [6-3]. Die Verfahren mit äquivalenter Branddauer haben sich für die brandschutztechnische Bemessung im Industriebau bewährt und zeichnen sich durch eine relativ einfache Handhabung aus. Im Gegensatz zu vereinfachten oder allgemeinen Brandmodellen (vgl. Abschnitt 1, Abschnitt 4), bei denen die Brandbeanspruchung der Bauteile durch eine Temperaturzeitkurve realitätsnah beschrieben wird, werden bei den Verfahren mit äquivalenter Branddauer jedoch Vereinfachungen getroffen, die z. T. zu Fehleinschätzungen der Feuerwiderstandsdauer sowohl auf der sicheren als auch auf der unsicheren Seite führen können.

Die Klasseneinteilung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer kann zu Überbemessungen führen. Für eine entsprechend DIN 18230-1 rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer von 31 Minuten muss eine F 60 – Konstruktion gewählt werden. Im Brandversuch nach DIN 4102-2 [6-4] hat diese Konstruktion u. U. nach 75 Minuten versagt, so dass in diesem Fall eine Überbemessung von 44 Minuten vorliegen würde. Nach DIN 4102-2 geprüften Stahlbauteilen liegt eine kritische Temperatur von 500°C zu Grunde, bei der das Bauteil versagt. Eine kritische Temperatur von 500°C entspricht i. d. R. einer vollen Lastausnutzung des Bauteils. Für nicht voll ausgenutzte Bauteile, deren kritische Temperatur über 500°C liegt, wird die Bemessung nach den Verfahren mit äquivalenter Branddauer daher unwirtschaftlich.

Das Verfahren mit äquivalenten Branddauer in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang F ist im Wesentlichen aus DIN 18230-1 abgeleitet worden, lediglich die Sicherheitsbeiwerte und Zusatzbeiwerte wurden modifiziert. Die DIN 18230-1 ist für die brandschutztechnische Bemessung von Industriegebäuden entwickelt worden. Der Anwendungsbereich des Verfahrens in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang F beinhaltet auch die brandschutztechnische Bemessung von mehrgle-

schossigen Bürogebäuden. Das Verfahren der DIN 18230-1 basiert auf Brandsimulationsrechnungen von Bränden, die sich in einem großen Raum ausbreiten und in der Regel brandlastgesteuert verlaufen. Dementsprechend bedeutet eine größere Ventilation, die über den so genannten w-Faktor berücksichtigt wird, eine geringere thermische Beanspruchung der Bauteile und somit eine niedrigere äquivalente Branddauer. In kleineren und mittelgroßen Räumen, wie sie in Wohn- und Bürogebäuden vorkommen, sind jedoch auch ventilationsgesteuerte Brände möglich, deren thermische Einwirkungen auf die Bauteile bei Berechnungen nach Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang F unterschätzt werden können.

Ungeschützte Stahlbauteile haben bei gleicher Brandbeanspruchung eine andere äquivalente Branddauer als geschützte Profile. Die Erwärmung eines Stahlprofils hängt neben dem Verlauf der Erwärmungstemperatur in hohem Maße von seiner Massigkeit (dem Verhältnis beflammter Umfangsfläche zu Bauteilvolumen) ab. Der Verlauf der Bauteiltemperatur ungeschützter Stahlbauteile nähert sich abhängig von der die Erwärmungsgeschwindigkeit bestimmenden Massigkeit des Profils dem Verlauf der Beanspruchungstemperatur relativ schnell an. Bei isolierten Bauteilen, wie geschützten Stahlprofilen oder Stahlbetonbauteilen, erfolgt die Erwärmung im Stahl mit einer deutlichen Verzögerung. In Bild 6.1 wird die Bestimmung der äquivalenten Branddauer anhand des Vergleichselements nach DIN 18230-2 [6-5] gezeigt. Hierfür wird eine thermische Analyse nach dem allgemeinen Berechnungsverfahren in Eurocode 3 Teil 1-2 mit [6-6] durchgeführt. Die Beanspruchungstemperatur des natürlichen Brandes wird durch eine Realbrandkurve (Abschnitt 1) wiedergegeben. Das dreiseitig beflammte Vergleichselement besteht aus einer Stahlgusslegierung mit den Abmessungen 400 mm · 400 mm · 150 mm. Die Temperatur wird in 50 mm Tiefe vom beflamnten Bauteilrand bestimmt, so dass die Differenzen der äquivalenten Branddauern für unterschiedliche Baustoffe erheblich gemindert sind [6-7]. Die äquivalente Branddauer ergibt sich zu 14 Minuten. Liegt die rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer $t_{f,erf}$ unter 15 min, so werden nach DIN 18230-1 keine Anforderungen an die Feuerwiderstandsfähigkeit der Bauteile gestellt, die Stahlbauteile können ungeschützt ausgeführt werden. Ermittelt man die äquivalente Branddauer anhand eines ungeschützten Stahlprofils (IPE 140), so ist diese für das gleiche Brandszenario eines natürlichen Brandes mit 21 min höher als beim Vergleichselement (Bild 6.1). Die Temperatur des ungeschützten Stahlprofils erreicht mit über 700°C zudem einen Wert, bei dem die Tragfähigkeit auf weniger als 25 % der Tragfähigkeit bei Raumtemperatur abgesunken ist. Dieser Sachverhalt wird im Verfahren in Eurocode 1 Teil 1-2 Anhang F nicht erfasst und kann für Bauteile mit geringer Feuerwiderstandsdauer zu Bemessungen auf der unsicheren Seite führen.

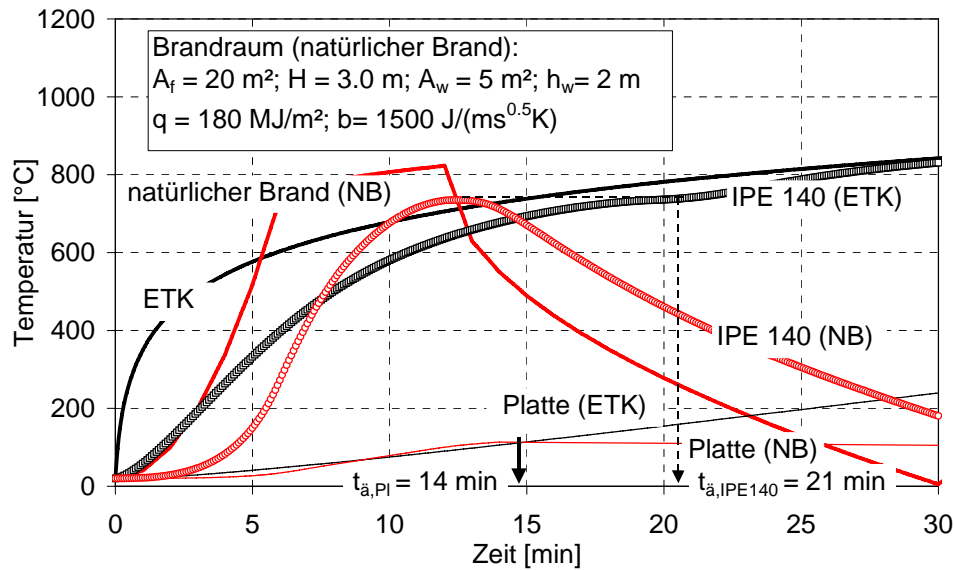


Bild 6.1 Bestimmung der äquivalenten Branddauer am Vergleichselement und einem ungeschützten Stahlprofil (IPE 140) durch thermische Analyse mit [6-6]

6.3 Anwendungsbeispiele

Da die Anwendung des Anhangs F von Eurocode 1 Teil 1-2 in Deutschland nicht empfohlen wird, werden hier keine Anwendungsbeispiele vorgestellt. In [6-7] sind Beispielrechnungen nach dem Verfahren der DIN 18230-1 enthalten.

6.4 Fazit

Für industrielle Nutzungen in großen Räumen bzw. Hallen sowie Nutzungen mit vergleichbarem Brandrisiko ist für Deutschland die brandschutztechnische Bemessung in DIN 18230 geregelt. Nutzungen mit vergleichbarem Brandrisiko hinsichtlich Brandentstehung, Brandausbreitung, Menschenrettung und Löschmöglichkeiten umfassen z. B. große Lagerhallen, Wartungshallen u. ä. [6-7].

Für andere Nutzungen ergeben sich andersartige Risiken für die Brandentstehung, Brandausbreitung, Menschenrettung und Löschmöglichkeiten. Das Szenario eines sich ausbreitenden lokalen Brandes ist für Nutzungen mit kleinen bis mittelgroßen Räumen i. d. R. nicht maßgeblich.

Da das Konzept der äquivalenten Branddauer nur für industrielle und vergleichbare Nutzungen wissenschaftlich abgesichert ist, wird eine Anwendung des Anhangs F von Eurocode 1 Teil 1-2 in Deutschland nicht empfohlen. Die Anwendung des Verfahrens der äquivalenten Branddauer ist für Deutschland im Rahmen des Anwendungsbereiches der DIN 18230-1 möglich. Für davon abweichende Nutzungen kann die brandschutztechnische Bemessung für einen natürlichen Brand mit vereinfachten oder allgemeinen Brandmodellen (vgl. Abschnitt 1 bzw. Abschnitt 4) durchgeführt werden.

6.5 Literaturhinweise

- [6-1] DIN 18230 Teil 1: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer. Berlin: Beuth Verlag, Mai 1998.
- [6-2] DIN 4102 Teil 4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteile; Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile. Berlin: Beuth Verlag, März 1994.
- [6-3] Hosser, D.; Richter, E.; Zehfuß, J.: Brandschutztechnische Nachweise von Bauteilen und Tragwerken. Kapitel 6 des vfdb-Leitfadens Ingenieurmethoden des Brandschutzes, in Vorbereitung (Version September 2004).
- [6-4] DIN 4102 Teil 2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteile; Bauteile – Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. Berlin: Beuth Verlag, September 1977.
- [6-5] DIN 18230 Teil 2: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Ermittlung des Abbrandverhaltens von Materialien in Lageranordnung; Werte für den Abbrandfaktor m . Berlin: Beuth Verlag, Januar 1999.
- [6-6] ANSYS Rev. 7.1.: Swanson Analysis Systems, Inc. Houston (USA), 2002.
- [6-7] Baulicher Brandschutz im Industriebau. Kommentar zu DIN 18230 und Industriebau-richtlinie. Herausgeber: DIN Deutsches Institut für Normung e. V. und AGB Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, Schneider/Max, Bruchsal. 3. Auflage, Berlin: Beuth Verlag, 2003.

7 KONFIGURATIONSFAKTOR (ANHANG G)

7.1 Übersicht

Anhang G stellt ein Verfahren zur Berechnung des Konfigurationsfaktors für einfache Standardfälle zur Verfügung. Der Konfigurationsfaktor beschreibt den Anteil an Wärmestrahlung, die von der einen Oberfläche ausgestrahlt wird und eine andere Oberfläche erreicht.

7.2 Hintergrundinformationen

Das Stefan-Boltzmann-Gesetz nach EN 1991; Gleichung 3.3 beschreibt den Wärmeaustausch durch Strahlung zwischen zwei Körpern. Es fasst die physikalischen und geometrischen Einflüsse zusammen:

$$\dot{h}_{\text{net},r} = \Phi * \varepsilon_m * \varepsilon_f * \sigma * [(\Theta_r + 273)^4 - (\Theta_m + 273)^4] \quad (7.1)$$

mit Φ Konfigurationsfaktor zur Berücksichtigung von Abschattungen [-]

ε_m Emissivität der Bauteiloberfläche [-]

ε_f Emissivität des Feuers (im Allgemeinen = 1,0) [-]

σ Stephan- Boltzmann- Konstante $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$

Θ_r wirksame Strahlungstemperatur des Brandes [°C]

Θ_m Temperatur der Bauteiloberfläche [°C]

Die Emissivität beschreibt den physikalischen Einfluss und ist in erster Linie durch die Beschaffenheit der Oberflächen gegeben. Die geometrischen Abhängigkeiten werden in dem Konfigurationsfaktor Φ zusammengefasst. Er ist definiert als der Anteil an diffus abgestrahlter Wärmeenergie der Oberfläche A, die auf die Oberfläche B trifft. Das Verfahren zur Berechnung des Konfigurationsfaktors ist in Anhang G angegeben. Sein Wert ist abhängig von der Größe der strahlenden Oberflächen, dem Abstand der Oberflächen und deren Orientierung zueinander. Seine mathematische Formulierung lautet:

$$dF_{d1-d2} = \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{\pi S_{1-2}^2} dA_2 \quad (7.2)$$

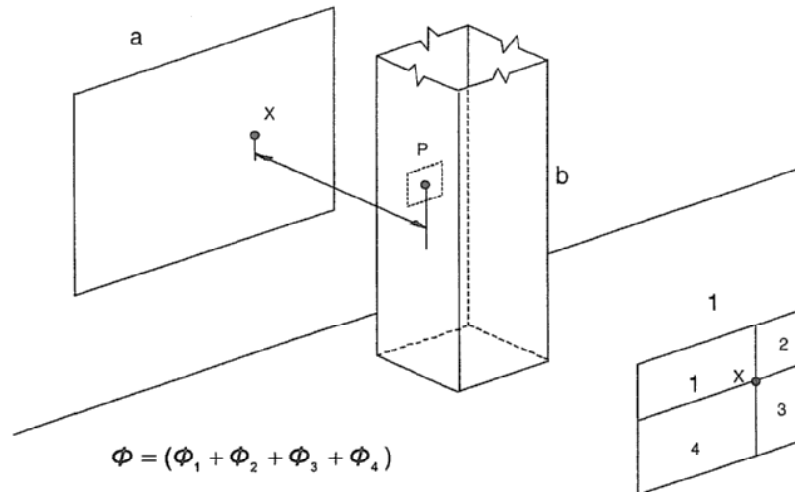
Unter der Voraussetzung, dass der Strahler eine einheitliche Temperatur und Emissivität besitzt, beschreibt er das Verhältnis zwischen dem Raumwinkel, unter dem von einem Punkt die strahlende Umgebung gesehen wird und 2π .

Besondere Regeln für Abschattungseffekte werden in den baustoffbezogenen Eurocodes gegeben.

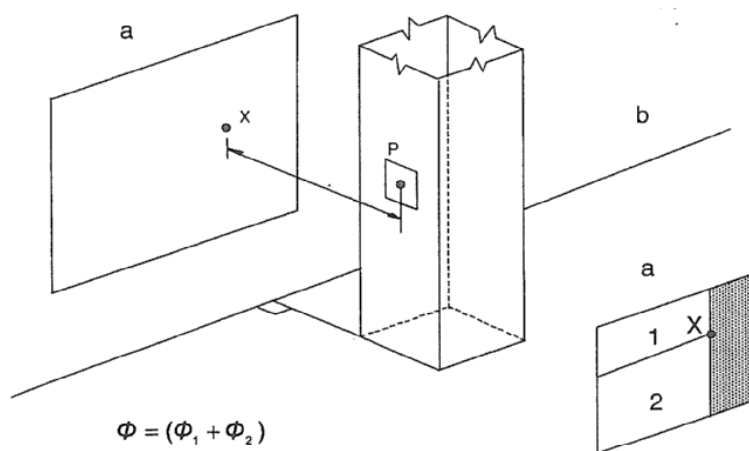
Punkt G.3 beschreibt das Vorgehen für außenliegende Bauteile. Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors darf zunächst vereinfachend entsprechend Bild G.2 eine rechteckige Einhüllende um das empfangende Bauteil gelegt werden. Zur Berechnung des Konfigurationsfaktors einer empfangene Fläche wird die Geometrie der strahlenden Fläche auf einen Punkt X bezogen. Die Lage des Punktes X ist die Stelle, an der die senkrecht auf der strahlenden Fläche stehende Gerade den Punkt P schneidet. Der Punkt P bezeichnet den Mittelpunkt der Oberfläche des empfangenden Bauteils. Dadurch wird die strahlende Fläche

7 Konfigurationsfaktor (Anhang G)

in maximal 4 Teilflächen unterteilt. Der Konfigurationsfaktor einer empfangenen Fläche ergibt sich als Summe der einzelnen durch den Punkt X erzeugten Teilflächen, die von dem Punkt P aus sichtbar sind. Der Konfigurationsfaktor Φ für das Gesamtbauteil wird aus den Einzelwerten der Seitenflächen berechnet (vgl. Bild 7.1).



Empfangende Oberfläche parallel zur strahlenden Oberfläche



Empfangende Oberfläche senkrecht zur strahlenden Oberfläche

Bild 7.1 Darstellung zur Berechnung des Konfigurationsfaktors

Der Anteil jeder Teilfläche wird je nach Lage durch die Anhang G in G.2- G.4 angegebenen Gleichungen berechnet:

Empfangende Oberfläche ist parallel zur strahlenden Oberfläche:

$$\Phi = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{a}{(1+a^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{b}{(1+a^2)^{0,5}} \right) + \frac{b}{(1+b^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{a}{(1+b^2)^{0,5}} \right) \right] \quad (7.3)$$

Empfangene Oberfläche steht senkrecht zur strahlenden Oberfläche:

$$\Phi = \frac{1}{2\pi} \left[\tan^{-1}(a) - \frac{1}{(1+b^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{a}{(1+b^2)^{0,5}} \right) \right] \quad (7.4)$$

Empfangende Oberfläche steht in einem Winkel Φ zur strahlenden Oberfläche:

$$\Phi = \frac{1}{2\pi} \left[\tan^{-1}(a) - \frac{(1-b \cos \theta)}{(1+b^2-2b \cos \theta)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{a}{(1+b^2-2b \cos \theta)^{0,5}} \right) + \frac{a \cos \theta}{(a^2 + \sin^2 \theta)^{0,5}} \left[\tan^{-1} \left(\frac{(b-\cos \theta)}{(a^2 + \sin^2 \theta)^{0,5}} \right) + \tan^{-1} \left(\frac{\cos \theta}{(a^2 + \sin^2 \theta)^{0,5}} \right) \right] \right] \quad (7.5)$$

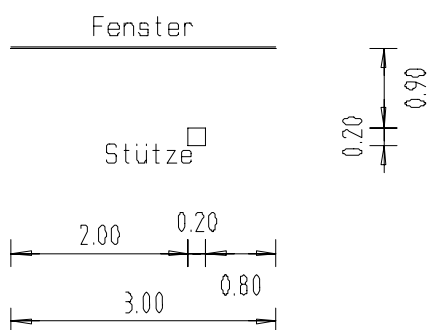
Darin sind:

- a = h/s
- b = w/s
- s der Abstand von Punkt P zu Punkt P
- h die Höhe der Teilfläche auf der Strahlenden Oberfläche
- w die Breite dieser Teilfläche

7.3 Beispiele und Vergleichsrechnungen

Bild 7.2 zeigt das Fenster eines Raumes im Vollbrand. Das Fenster hat eine Größe von 3,0*1,5 m². Die Brüstungshöhe beträgt 0,9 m. In einem Abstand von 1,0 m zur Fensteroberfläche steht eine Stütze mit einem Querschnitt 0,2*0,2 m². Die Stütze hat eine Höhe von 3,0 m.

Grundriss



Ansicht

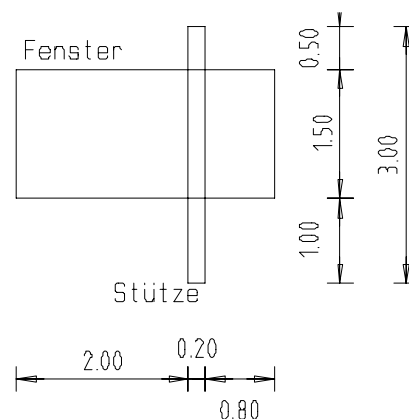


Bild 7.2 Skizze der Bauteilanordnung

7 Konfigurationsfaktor (Anhang G)

Berechnung des Faktors Φ für die zum Fenster parallele Oberfläche:

Der Punkt P liegt im Mittelpunkt der Oberfläche der Stütze. Die Projektion des Punktes P auf die Fensteroberfläche erzeugt den Punkt X. Dieser teilt die Fensteroberfläche entsprechend Bild 7.3 in 4 Teilflächen auf.

Die Berechnung der Konfigurationsfaktoren der Einzelflächen erfolgt mit Gleichung G.2 des Anhangs G für parallele Flächen:

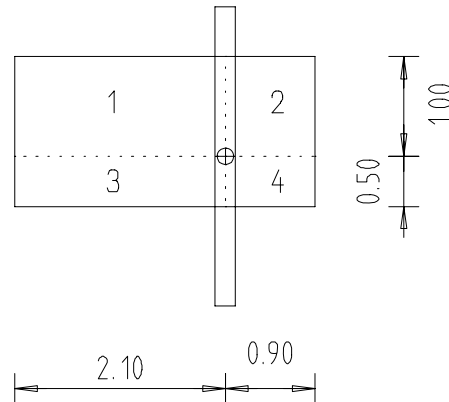


Bild 7.3 Größe der Teilflächen

$$\Phi = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{a}{(1+a^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{b}{(1+a^2)^{0,5}} \right) + \frac{b}{(1+b^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{a}{(1+b^2)^{0,5}} \right) \right]$$

Daraus folgt für die Teilfläche 1:

$$a_{1,\text{parallel}} = \frac{h}{s} = \frac{1,0}{0,9} = 1,11$$

$$b_{1,\text{parallel}} = \frac{w}{s} = \frac{2,1}{0,9} = 2,33$$

$$\Phi_{1,\text{parallel}} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{1,11}{(1+1,11^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{2,33}{(1+1,11^2)^{0,5}} \right) + \frac{2,33}{(1+2,33^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{1,11}{(1+2,33^2)^{0,5}} \right) \right]$$

$$\Phi_{1,\text{parallel}} = 0,179$$

Für die Teilflächen 2 bis 4 erhält man die folgenden Werte:

$$\Phi_{2,\text{parallel}} = 0,145$$

$$\Phi_{3,\text{parallel}} = 0,118$$

$$\Phi_{4,\text{parallel}} = 0,098$$

Der Gesamt-Konfigurationsfaktor der parallelen Oberfläche ist

$$\Phi_{\text{parallel}} = \Phi_{1,\text{parallel}} + \Phi_{2,\text{parallel}} + \Phi_{3,\text{parallel}} + \Phi_{4,\text{parallel}}$$

$$\Phi_{\text{parallel}} = 0,179 + 0,145 + 0,118 + 0,098 = 0,539$$

Für die seitlichen Flächen der Stütze wird der Konfigurationsfaktor mit Gleichung G. 3 des Anhangs G bestimmt. Der Abstand s beträgt 0,9 m plus die halbe Stützenbreite.

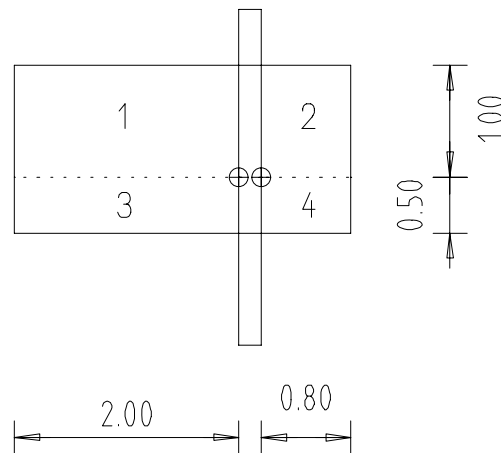


Bild 7.4 Größe der Teilflächen

$$\Phi = \frac{1}{2\pi} \left[\tan^{-1}(a) - \frac{1}{(1+b^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{a}{(1+b^2)^{0,5}} \right) \right]$$

Der Konfigurationsfaktor für die linke Seite wird über die Teilflächen 1 und 3 gebildet. Die Teilflächen 2 und 4 werden nicht berücksichtigt, da kein Sichtkontakt besteht.

Für die Teilfläche 1 folgt:

$$a_{1,\text{links}} = \frac{h}{s} = \frac{1,0}{1,0} = 1,0$$

$$b_{1,\text{links}} = \frac{w}{s} = \frac{2,0}{1,0} = 2,0$$

$$\Phi_{1,\text{links}} = \frac{1}{2\pi} \left[\tan^{-1}(1,0) - \frac{1}{(1+2,0^2)^{0,5}} \tan^{-1} \left(\frac{1,0}{(1+2,0^2)^{0,5}} \right) \right]$$

$$\Phi_{1,\text{links}} = 0,095$$

Für die Teilfläche 3 erhält man:

$$\Phi_{3,\text{links}} = 0,058$$

Somit ist der Gesamtkonfigurationsfaktor der linken Seite

7 Konfigurationsfaktor (Anhang G)

$$\Phi_{\text{links}} = \Phi_{1,\text{links}} + \Phi_{3,\text{links}}$$

$$\Phi_{\text{links}} = 0,095 + 0,058 = 0,153$$

Für die rechte Seite errechnet sich der Konfigurationsfaktor aus den Teilflächen 2 und 4 auf die selbe Weise.

$$\Phi_{\text{rechts}} = \Phi_{2,\text{rechts}} + \Phi_{4,\text{rechts}}$$

$$\Phi_{\text{rechts}} = 0,043 + 0,027 = 0,070$$

Die Rückseite der Stütze hat keinen Sichtkontakt zur strahlenden Fensteroberfläche und somit keinen Einfluss auf den Konfigurationsfaktor. Der Gesamtkonfigurationsfaktor der Stütze lautet:

$$\Phi_{\text{Stütze}} = \Phi_{\text{parallel}} + \Phi_{\text{links}} + \Phi_{\text{rechts}}$$

$$\Phi_{\text{Stütze}} = 0,539 + 0,153 + 0,070 = 0,762$$

Tabelle 7.1 zeigt für unterschiedliche Geometrien des gezeigten Beispiels deren Einfluss auf den Wert des Konfigurationsfaktors. Ausgehend von einem Standardbeispiel wird jeweils eine Geometrie verändert, um deren Auswirkung bewerten zu können.

Tabelle 7.1 Einfluss verschiedener Geometrien auf den Konfigurationsfaktor

Fenstergröße b/h [m ²]	Sturzhöhe [m]	Lage der Stütze	Abstand Fenster-Stütze [m]	$\Phi_{\text{Stütze}}$
3,0* 1,5	1,0	Mitte Fenster	0,9	0,814
6,0* 3,0	0	Mitte Fenster	0,9	1,373 = 1
1,5* 3,0	0	Mitte Fenster	0,9	0,737
3,0* 1,5	0	Mitte Fenster	0,9	0,567
3,0* 1,5	2,0	Mitte Fenster	0,9	0,279
3,0* 1,5	1,0	Rand Fenster	0,9	0,479
3,0* 1,5	1,0	1 m neben Fenster	0,9	0,337
3,0* 1,5	1,0	Mitte Fenster	0,5	1,219 = 1
3,0* 1,5	1,0	Mitte Fenster	2,0	0,307
3,0* 1,5	1,0	Mitte Fenster	3,0	0,156

Die Werte zeigen, dass bei großem Abstand und spitzem Sichtwinkel die Konfigurationsfaktoren kleiner werden. Eine Vergrößerung der strahlenden Flächen erhöht den Konfigurationsfaktor.

7.4 Fazit

Wie das angegebene Verfahren zeigt, ist für die baupraktische Anwendung bereits bei Standardfällen eine „exakte“ Bestimmung des Konfigurationsfaktor recht aufwändig. Für aufwändige Geometrien erscheinen im Allgemeinen nur numerische Methoden sinnvoll. Da das Verfahren auf physikalisch richtigen Grundlagen beruht, steht einer Anwendung jedoch nichts entgegen.

8 ZUSAMMENFASSUNG, SCHLUSSFOLGERUNGEN UND AUSBLICK

Der vorliegende Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben untersucht in den Abschnitten 1 bis 7 die in den Informativen Anhängen A bis G zur DIN EN 1991-1-2 beschriebenen alternativen Ansätze zur Festlegung der Brandwirkungen. Hierbei wird jeweils ein kurzer Überblick über das im entsprechenden Anhang geregelte Verfahren und ggf. den zugehörigen Anwendungsbereich vorangestellt. Anschließend werden die Grundlagen des jeweiligen Verfahrens dargestellt und kommentiert. Die Auswirkungen der alternativen Ansätze für die Brandwirkungen werden an Beispielen aufgezeigt.

Den parametrischen Temperaturzeitkurven in Eurocode 1 Teil 1-2, Anhang A (Parameterkurven) mangelt es an einem Bezug auf einen Bemessungsbrand und an belastbaren physikalischen Grundlagen; die Kurven wurden zum Teil nachträglich an Versuchen kalibriert. Aus diesem Sachverhalt ergibt sich eine Anwendungsbeschränkung des Verfahrens, da die Brandversuche nur in Brandräumen mit begrenzter Größe und Brandlast durchgeführt werden konnten. Mit den Parameterkurven lässt sich der zeitliche Verlauf eines natürlichen Brandes nicht realistisch erfassen.

Der Eurocode 1 Teil 1-2 eröffnet grundsätzlich auch die Möglichkeit, vereinfachte Brandmodelle im Nationalen Anhang vorzugeben. Unter der Voraussetzung, dass die Gastemperaturen auf Grundlage physikalischer Parameter berechnet werden, die mindestens die Brandlastdichte sowie die Ventilationsverhältnisse berücksichtigen, kann nach Eurocode 1 Teil 1-2 Abschnitt 3.3.1.2 das Verfahren „zur Berechnung der Erwärmungsbedingungen“ vorgegeben werden. Unter Bezugnahme auf diese Möglichkeit und wegen der beschriebenen Defizite und Nachteile der Parameterkurven wurde im Rahmen des Forschungsvorhaben „Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise“ [HOS02.3] ein konkurrierendes vereinfachtes Brandmodell entwickelt, mit dem Temperaturzeitverläufe in der Heißgasschicht in kleinen und mittelgroßen Räumen als sogenannte Realbrandkurven realistisch berechnet werden können. Vergleichsrechnungen für verschiedene Anwendungsbeispiele zeigen, dass mit den Realbrandkurven im Vergleich zu Brandversuchen und Temperaturzeitverläufen nach allgemeinen Brandmodellen sehr gute Ergebnisse erzielt werden können.

Der Ansatz für die thermischen Einwirkungen auf außenliegende Bauteile (Anhang B) ist durch Vergleich mit Versuchsergebnissen bestätigt worden, so dass einer Anwendung im Prinzip nichts entgegensteht. Das Verfahren ist jedoch sehr aufwändig und daher nicht praxisgerecht. Der Anwendungsbereich sollte beschränkt werden auf den Regelfall ohne Zwangsventilation. Außerdem sollte die Ermittlung der Temperatur in einem Brandraum nach Anhang B ausgeschlossen werden. Um das ohnehin komplexe Verfahren anwenderfreundlich und prüffähig zu gestalten, wurde auf den gleichen physikalischen Grundlagen ein vereinfachter Ansatz mit konservativen Annahmen vorgeschlagen, der für die Anwendung in Deutschland freigegeben werden sollte.

Das Verfahren zur Ermittlung der Brandwirkungen bei lokal begrenzten Bränden (Anhang C) beruht auf physikalisch richtigen Ansätzen und führt nach Vergleichsrechnungen mit dem Feldmodell FDS zu richtigen Ergebnissen. Somit steht einer Anwendung in Deutschland nichts entgegen. Der Anwendungsbereich wird zureffend auf Brände mit einem maximalen Durchmesser von 10 m und einer Energiefreisetzungsrate ≤ 50 MW beschränkt. Die Anwendung ist nicht möglich für sogen. „Jet-flames“ und für Freibrände; außerdem muss ein Flashover über die gesamte Branddauer ausgeschlossen sein. Ein erweitertes eigenes Ver-

8 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

fahren auf gleichen physikalischen Grundlagen erlaubt zusätzlich die Berücksichtigung von abwehrenden und anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen über eine entsprechend reduzierte Vorgabe der Energiefreisetzungsrate.

Die Anwendung von erweiterten Brandmodellen gemäß Anhang D ist in den Ingenieurbüros im Bereich von Gutachten und Brandschutzkonzepten gängige Praxis. Dabei muss jedoch vorausgesetzt werden, dass der ausführende Ingenieur über eine ausreichende Sachkenntnis und Erfahrung verfügt und die Leistungsfähigkeit bzw. Anwendungsgrenzen der Brandmodelle kennt. Unter diesen Bedingungen bedeutet die Aufnahme der Brandmodelle in die Normung die logische Konsequenz der in der Praxis bereits üblichen Vorgehensweise und führt nicht zu einer Reduzierung des derzeit üblichen Sicherheitsniveaus. Für weitere Informationen zu den Brandmodellen, den erforderlichen Eingangsdaten und den jeweiligen Anwendungsbereichen wird auf den vfdb Leitfaden „Ingenieurmethoden des Brandschutzes“ verwiesen, der im Jahr 2005 erscheinen wird.

Die rechnerische Erfassung wesentlicher Einflussfaktoren des Bemessungsbrandes wie Brandlastdichte, Heizwert der Brandlasten und Verlauf der Abbrandrate bzw. Energiefreisetzungsrate gemäß Anhang E ist eine Grundvoraussetzung für die Anwendung von vereinfachten und allgemeinen Brandmodellen. Gegen die Anwendung der im Anhang E angegebenen Grundlagen bestehen keine Bedenken. Allerdings muss das dort ebenfalls vorgeschlagene Sicherheitskonzept im Nationalen Anhang außer Kraft gesetzt werden, da es nicht konsistent und nicht begründet ist. Weiterhin sollten im Nationalen Anhang hinsichtlich des Verlaufs der Energiefreisetzungsrates kleinere Änderungen bzw. Optimierungen vorgenommen werden, welche die Forschungsergebnisse der letzten Jahre berücksichtigen und in Deutschland im Rahmen von Brandschutzgutachten für Sonderbauten bereits praktiziert werden.

Eine Anwendung des Verfahrens der äquivalenten Branddauer gemäß Anhangs F wird in Deutschland nicht empfohlen. Das Verfahren der äquivalenten Branddauer ist für den Anwendungsbereich des Industriebaus in der DIN 18230-1 genormt. Für andere Nutzungen ergeben sich andersartige Risiken hinsichtlich Brandentstehung, Brandausbreitung, Menschenrettung und Löschmöglichkeiten. Das zugrunde gelegte Szenario eines sich ausbreitenden lokalen Brandes ist für Nutzungen mit kleinen bis mittelgroßen Räumen in der Regel nicht maßgebend. In diesen Fällen sollte für die brandschutztechnische Bemessung auf die vereinfachten oder allgemeinen Brandmodelle zurückgegriffen werden, wie sie in Kapitel 1 und 4 dieses Berichtes beschrieben wurden.

Das Verfahren zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors (Anhang G), der z. B. für die Ermittlung der Brandwirkungen auf externe Bauteile benötigt wird, ist für die baupraktische Anwendung bereits bei Standardfällen recht aufwändig. Für aufwändige Geometrien erscheinen im Allgemeinen nur numerische Methoden sinnvoll. Da das Verfahren auf physikalisch richtigen Grundlagen beruht, steht einer Anwendung in speziellen Fällen nichts entgegen.

Die vorstehenden Schlussfolgerungen aus der Überprüfung der informativen Anhänge zum Eurocode 1 Teil 1-2 werden in die Beratungen der Arbeitsgruppe Brandschutzbemessungsnormen der Fachkommission Bautechnik eingebracht und dienen dort als Grundlage für die Erarbeitung des Nationalen Anhangs zur DIN EN 1991-1-2.