

D.Hosser und J. Zehfuß

Kurzfassung:

## **Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise**

**Zusammenfassung** In diesem Beitrag werden so genannte Realbrandkurven vorgestellt, mit denen die thermische Einwirkung eines natürlichen Brandes in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden - im Gegensatz zur Einheitstemperaturzeitkurve - unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen brandschutztechnischen Randbedingungen bezüglich Brandlast, Ventilation und Konstruktion beschrieben werden kann. Die Realbrandkurven sind mittels umfangreicher Berechnungen mit Wärmebilanzmodellen abgeleitet worden und anhand von Versuchsergebnissen aus der Literatur validiert. Mit den Realbrandkurven können die thermischen Einwirkungen eines natürlichen Brandes bei der Bauteilauslegung mittels vereinfachter oder allgemeiner Berechnungsverfahren nach den Brandschutzteilen der Eurocodes berücksichtigt werden.

### **Risk-oriented fire design method of multi-storey residential and office buildings by the example of steel structures**

**Abstract** In this contribution so-called real fire curves are presented, which describe the thermal effect of a natural fire in multi-storey residential and office buildings – in contrast to the ISO 834 curve - with consideration of the actually existing boundary conditions concerning fire load, ventilation and construction. The real fire curves were derived on the basis of extensive numerical fire simulations with heat balance models and validated by comparison with test results from the literature. The real fire curves can serve as thermal action for the fire safety design of structures by means of simplified and general calculation methods of the Eurocodes.

## **1 Einführung**

Grundlage der brandschutztechnischen Anforderungen in deutschen Bauordnungen ist zurzeit die Einheitstemperaturzeitkurve (ETK), welche alle brandschutztechnischen Randbedingungen bezüglich Brandlast, Ventilation und Konstruktion auf der sicheren Seite liegend abdecken soll. Diese pauschalisierende Bemessungsgrundlage kann zu einer aus der Sicht des Brandschutzes unwirtschaftlichen Bemessung von Bauteilen führen. Eine Möglichkeit zur risikoorientierten Betrachtung und Beurteilung der Brandgefährdung ist in den deutschen Normen zumindest für die Bemessung von Wohn- und Bürogebäuden zurzeit nicht gegeben. Daher wird im Rahmen von [1] unter Einbeziehung internationaler Erfahrungen ein Verfahren entwickelt, mit dem abweichend von der Norm-

beanspruchung (ETK) eine brandschutztechnische Bemessung unter Berücksichtigung des real vorhandenen Brandrisikos durchgeführt werden kann.

## 2 Temperaturzeitkurven

### 2.1 Einheitstemperaturzeitkurve

Die ETK ist in Deutschland in DIN 4102-2 definiert. Sie entspricht der Standardkurve in ISO 834, die in vielen Ländern der Welt zur Beurteilung des Brandverhaltens von Bauteilen verwendet wird. Die ETK wurde aus Erfahrungen bei Bränden in Wohn-, Büro- und Geschäftshäusern sowie bei Brandversuchen schon in den dreißiger Jahren entwickelt. Sie ist als Umhüllende zu verstehen und soll denkbare Brandverläufe in üblichen Gebäuden auf der sicheren Seite liegend abdecken. Versuche haben jedoch gezeigt, dass die Temperaturen bei natürlichen Bränden die ETK zum Teil weit übersteigen können, jedoch nach Erreichen des Temperaturmaximums schnell wieder abklingen, wohingegen die ETK stetig ansteigt. (Bild 1)

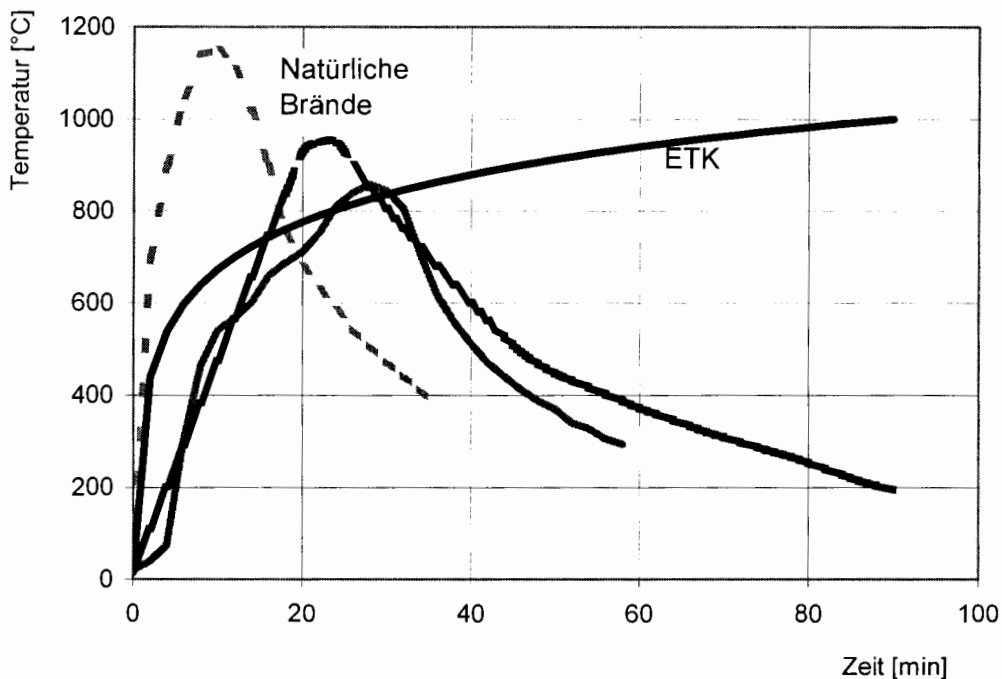


Bild 1 Vergleich des Temperaturzeitverlaufs natürlicher Brände mit der ETK

Fig 1 Comparison of temperature-time curves in natural fires with ISO 834 fire.

### 2.2 Temperaturzeitkurven für natürliche Brände

In der Literatur existieren eine Reihe von Ansätzen zur Beschreibung des Temperaturzeitverlaufs eines natürlichen Brandes in einem Brandraum unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhande-

nen Randbedingungen [2]. In den siebziger Jahren veröffentlichten Magnusson und Thelandersson auf vereinfachten Masse- und Energiebilanzen basierende Kurven [3], mit denen man in Abhängigkeit von der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor den Temperaturzeitverlauf im Brandraum aus Tabellen bzw. Diagrammen ablesen kann. Die Kurven sind in Schweden in die Normung eingeflossen und bildeten auch die Grundlage für die parametrischen Temperaturzeitkurven im Eurocode [4]. Letztere sind für die brandschutztechnische Bemessung von kleinen und mittleren Räumen, in denen ein Vollbrand unterstellt wird, anwendbar. Neben der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor gehen die Eigenschaften der Umfassungsbauteile ein. Für brandlastgesteuerte Brände (bei ausreichender Sauerstoffversorgung) mit einer mittleren Brandausbreitungsgeschwindigkeit, wie in Wohn- und Bürogebäuden zu erwarten, wird die Maximaltemperatur einheitlich nach 30 Minuten angenommen. Bei Brandräumen mit großen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit geringer Temperaturleitfähigkeit liefert der Eurocode einen extrem schnellen Temperaturabfall, bei Brandräumen mit kleinen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit hoher Temperaturleitfähigkeit hingegen einen extrem langsamen Temperaturabfall. Die Maximaltemperaturen sind in einigen Fällen zu niedrig.

In den letzten Jahren wurden eine Reihe weiterer Verfahren für die Berechnung von Temperaturzeitverläufen entwickelt, die teilweise auf obige Ansätze aufbauen [5] bis [9]. Der von McCaffrey, Quintiere und Harkleroad in [10] vorgestellte Ansatz liefert Näherungswerte für die Bestimmung von Heißgastemperaturen bei Entstehungsbränden. Dieser Ansatz gilt aufgrund seiner experimentellen Grundlage nur für brandlastgesteuerte Brände in kleinen Räumen, bei denen Temperaturen von 600 °C nicht überschritten werden.

Der Großteil dieser Verfahren ist auf der Grundlage experimenteller Ergebnisse abgeleitet worden. Allein aus dieser Tatsache ergibt sich eine Anwendungsbeschränkung für die Verfahren, da Brandversuche nur in Brandräumen mit begrenzter Größe und Brandlast durchgeführt werden können. Auch ist die Energiefreisetzungsrates in vielen Fällen nicht gemessen worden [1]. Für eine systematische Vorgehensweise muss ein realistisches Brandszenario festgelegt und ein daraus resultierendes Bemessungsfeuer entwickelt werden. Auf Grundlage des Bemessungsfeuers lassen sich mit erprobten und validierten Brandsimulationsmodellen Temperaturzeitverläufe unter variierten Randbedingungen berechnen. Dabei kann ein viel größeres Parameterfeld als durch Brandversuche abgedeckt werden, dennoch müssen die berechneten Temperaturzeitkurven anhand von Brandversuchen validiert werden.

### **3 Entwicklung von Bemessungsgrundlagen**

#### **3.1 Bemessungsfeuer**

Das Bemessungsfeuer (Bemessungsbrand, engl.: design fire) beschreibt die wesentlichen Brandparameter (Brandlast, Geometrie, Umfassungsbauteile, Ventilation und Brandbekämpfung) in ihrer

zeitlichen Entwicklung. Ein Bauwerk ist so auszulegen, dass bei Auftreten des Bemessungsfeuers die Schutzziele des Brandschutzes, die sich z. B. aus der Bauordnung ableiten lassen, erreicht werden können. Im Allgemeinen wird das Bemessungsfeuer in Form einer Energiefreisetzungsrate definiert, auf deren Grundlage sich mit Brandsimulationsmodellen die Brandwirkungen (z. B. Raumtemperatur und Rauchgasströme) berechnen lassen. Das Bemessungsfeuer lässt sich auf diese Weise physikalisch eindeutiger und allgemeingültiger beschreiben als durch Vorgabe von Temperaturzeitkurven. International hat sich der so genannte quadratische Ansatz ( $t^2$ -Ansatz) für die Beschreibung der Energiefreisetzung in der Brandentstehungsphase durchgesetzt [11]. Das Maximum der Energiefreisetzungsrate wird durch die Ventilationsverhältnisse bestimmt. Man unterscheidet ventilations- und brandlastgesteuerte Brände.

Bei einem ventilationsgesteuerten Brand (Sauerstoffzufuhr begrenzt den Brandverlauf) kann die maximale Energiefreisetzung abgeschätzt werden zu:

$$\dot{Q}_{\max,v} = \dot{m}_L \cdot \frac{h_{\text{eff}}}{r} = 1,21 \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w} \text{ [MW]} \quad (1)$$

Dabei wird angenommen, dass die Brandlast vorwiegend aus Holzmöbeln (effektive Verbrennungswärme  $h_{\text{eff}} = 12,1 \text{ MJ/kg}$ ; stöchiometrischer Luftbedarf  $r = 5,2$ ) besteht und der Luftmassenstrom in den Brandraum  $\dot{m}_L \approx 0,52 \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w} \text{ [kg/s]}$  beträgt. Hierbei ist  $A_w \text{ [m}^2\text{]}$  die Gesamtfläche der Ventilationsöffnungen und  $h_w \text{ [m]}$  ihre gemittelte Höhe [1].

Liegt ein brandlastgesteuerter Brand (s. o.) vor, kann die maximale Energiefreisetzung bestimmt werden zu:

$$\dot{Q}_{\max,f} = \dot{Q}_{f,A} \cdot A_f = 0,25 \cdot A_f \text{ [MW]} \quad (2)$$

Hier wird als flächenbezogene maximale Energiefreisetzungsrate für Holzmöbelbrandlasten  $\dot{Q}_{f,A} = 250 \text{ kW/m}^2$  angenommen [11]. Die brennende Fläche  $A_f$  wird durch die Brandraumfläche begrenzt.

Der quadratische Anstieg der Energiefreisetzungsrate geht bei Erreichen des Maximums

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN} \left\{ \dot{Q}_{\max,v} ; \dot{Q}_{\max,f} \right\} \quad (3)$$

in einen konstanten Verlauf über. Sind 70% der gesamten Brandlast verbrannt, fällt die Energiefreisetzungsrates linear ab, bis die Brandlasten vollständig verbrannt sind (Bild 2).

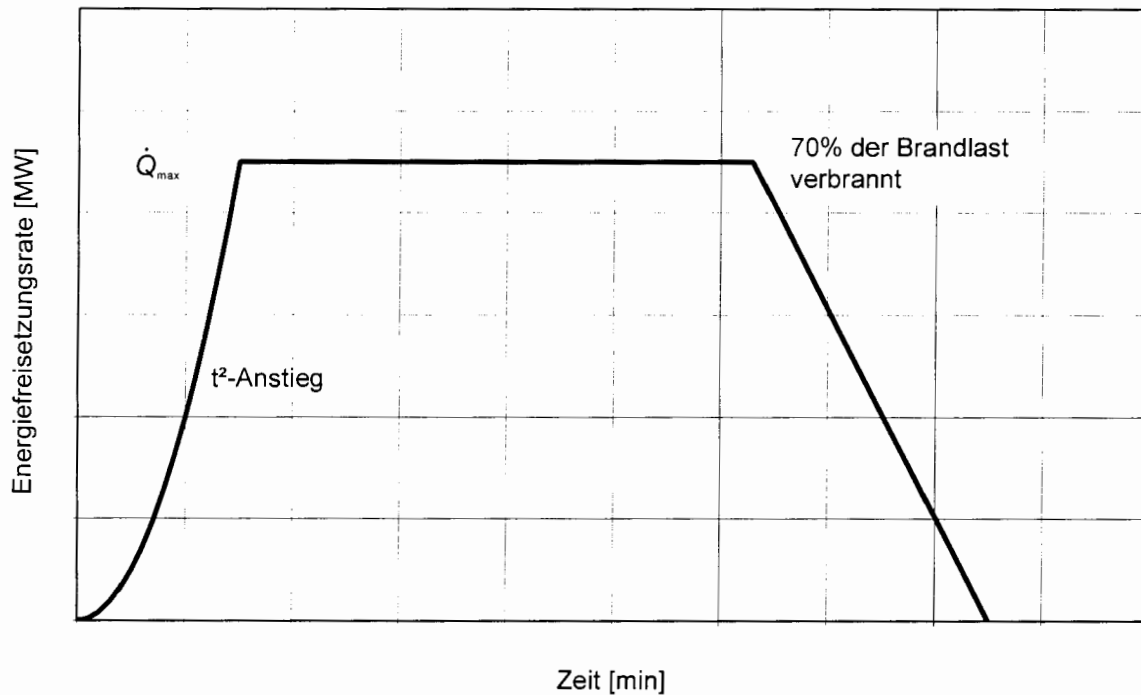


Bild 2 Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrates (Prinzip) nach [1]

Fig 2 Approach for the rate of heat release (principle) [1]

Auf Grundlage des definierten Bemessungsfeuers lässt sich auch die sukzessive Brandausbreitung in Brandabschnitten mit so genannter Zellenbauweise erfassen. Auch wenn sie keine brandschutztechnischen Anforderungen erfüllen müssen, weisen die trennenden Bauteile zwischen den Raumzellen eine (geringe) Feuerwiderstandsdauer auf und wirken somit der Brandausbreitung entgegen. Über den Verlauf der Energiefreisetzungsrates kann zudem der Eingriff von Löschmaßnahmen auf den Brand (z. B. Feuerwehr oder Sprinkler) berücksichtigt werden. Das hierfür notwendige Sicherheitskonzept, welches auf Grundlage einer Systemanalyse die benötigten statistisch abgesicherten Eingangsdaten liefert, wird in [12] vorgestellt.

### 3.2 Simulationsrechnungen

Mit dem Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrates können die Brandwirkungen (Temperaturzeitkurven) im Rahmen eines Parameterstudiums für den definierten Anwendungsbereich untersucht werden. Als Anwendungsbereich werden mehrgeschossige Wohn- und Bürogebäude bis zur Gebäudeklasse 4 nach [13] abgedeckt ( $FOK \leq 13 \text{ m}$ ;  $A \leq 400 \text{ m}^2$ ). Folgende Einflussgrößen werden variiert:

- Grundfläche:  $A_f = 12,5 \text{ m}^2$  bis  $400 \text{ m}^2$
- Raumhöhe:  $H = 2,50 \text{ m}$  bis  $4,0 \text{ m}$
- Öffnungsfläche:  $A_w = 1/8 A_f$  bis  $1/2 A_f$
- Öffnungshöhe:  $h_w = 0,5 \text{ m}$  bis  $2,3 \text{ m}$
- Brandlastdichte:  $q = 100 \text{ MJ/m}^2$  bis  $1300 \text{ MJ/m}^2$
- Umfassungsbauteile  $b = 500 \text{ J/(m}^2\text{s}^{0,5}\text{K)}$  bis  $2500 \text{ J/(m}^2\text{s}^{0,5}\text{K)}$ .

Die Brüstungshöhe der Öffnungen (Fenster) wird zu  $h_{\text{sill}} = 0,8 \text{ m}$  angesetzt. Die Öffnungsfläche wird über den gesamten Brandverlauf vollständig geöffnet angenommen. Aus Brandversuchen ist bekannt, dass Fensterglas bei einer Temperatur von etwa  $300 \text{ }^\circ\text{C}$  nach ca. 5 bis 20 Minuten versagt [1].

Bei den in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden üblichen mittelgroßen Räumen bilden sich im Verlauf des Brandes Heiß- und Kaltgaszonen. Für die Auslegung der Bauteile ist in der Regel die Temperatur der oben liegenden Heißgaszone anzusetzen, die gegenüber mittleren Brandraumtemperaturen (z. B. entsprechend den Eurocode-Kurven) auf der sicheren Seite liegt. In Bild 3 ist ein Beispiel für die Entwicklung der Heißgastemperaturen in einem Brandraum definierter Grundfläche und Öffnungsfläche bei unterschiedlichen Brandlastdichten  $q = 500 \text{ MJ/m}^2$  bis  $1300 \text{ MJ/m}^2$  unter Zugrundelegung der Energiefreisetzungsrates dargestellt.

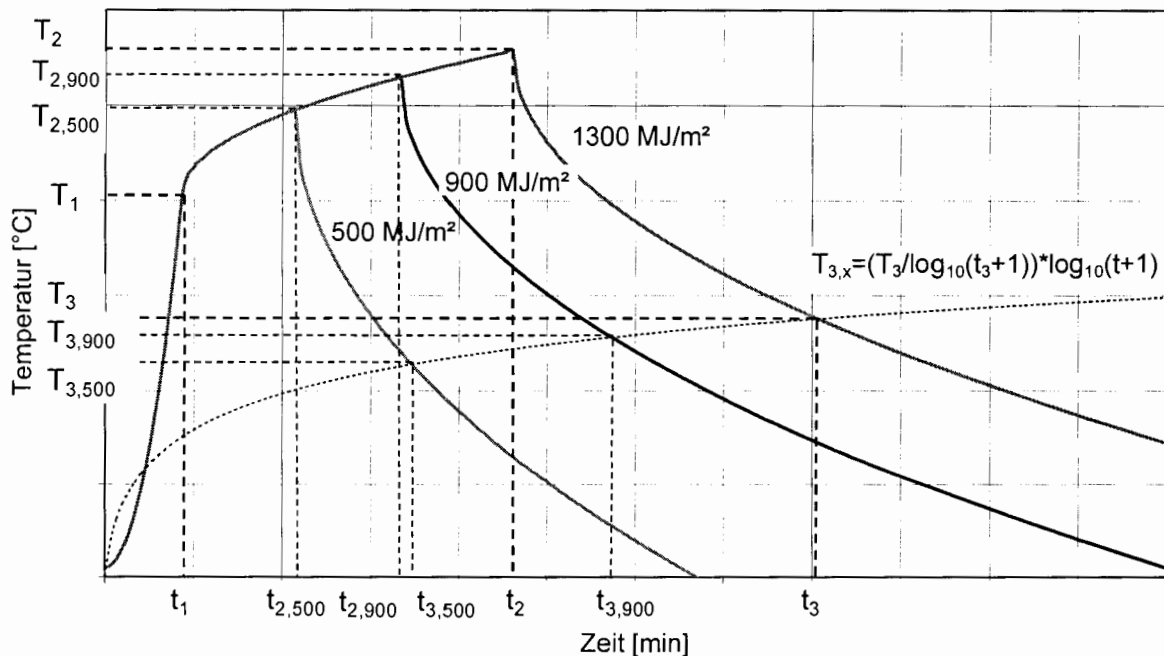


Bild 3 Simulierter Heißgastemperaturzeitverlauf bei Variation der Brandlastdichte mit Bestimmung der Temperaturwerte  $T_{3,x}$

Fig 3 Simulated temperature-time curve of the upper layer varying the fire load density and determination of the temperature values  $T_{3,x}$

Aufgrund der großen Anzahl veränderlicher Parameter wurden für über 800 Raumkonfigurationen Heißgastemperaturzeitverläufe berechnet. Für den in der Praxis tätigen Ingenieur, der in der Regel nicht mit der Anwendung von Wärmebilanzmodellen vertraut ist, wurden hieraus so genannte *Realbrandkurven* entwickelt, wobei

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

funktional erfasst werden.

## 4 Realbrandkurven

### 4.1 Allgemeines

In Bild 4 ist der qualitative Verlauf der Energiefreisetzungsrate und der auf dieser Grundlage mit CFAST [14] berechneten Heißgastemperaturzeitkurve zu erkennen. Die Kurven lassen sich durch drei markante Punkte zu den Zeitpunkten  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  charakterisieren.

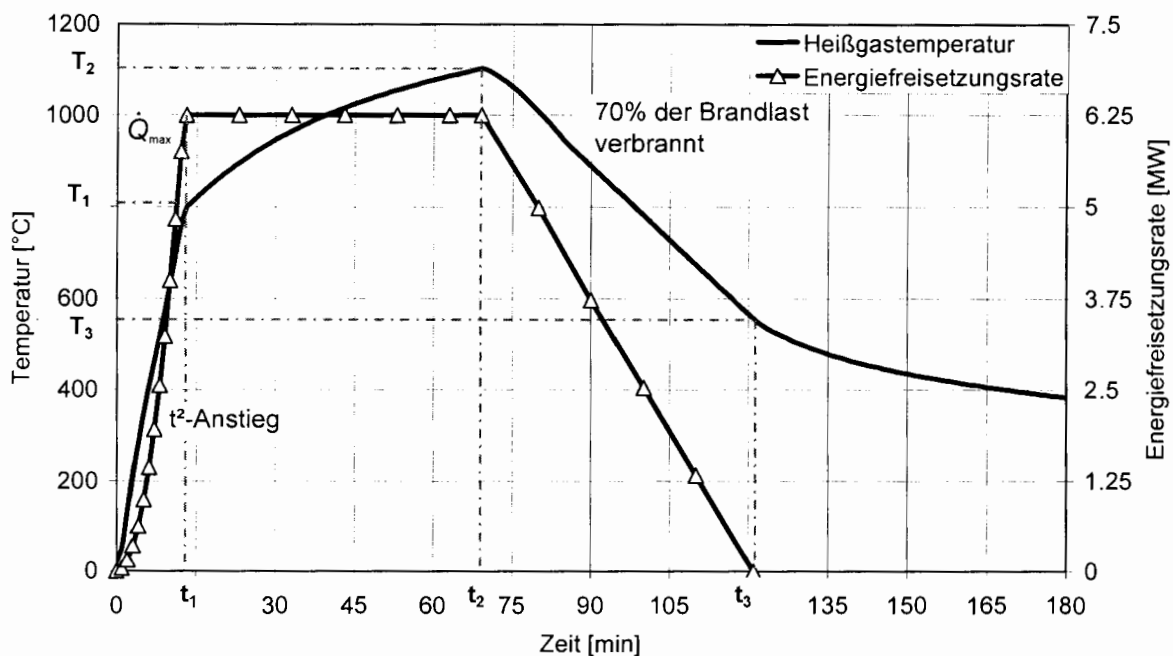


Bild 4 Qualitativer Verlauf von Heißgastemperatur und Energiefreisetzungsrate

Fig 4 Qualitative course of the upper layer temperature and rate of heat release

Von Beginn des Brandes bis zum Zeitpunkt  $t_1$  wächst die Energiefreisetzungsrate quadratisch, die Heißgastemperatur steigt steil an. Bei  $t_1$  wird das Maximum der Energiefreisetzungsrate erreicht, bis zu  $t_2$  verläuft diese konstant. Die Heißgastemperatur nimmt nach  $t_1$  mit deutlich flacherem Anstieg weiter zu. Zum Zeitpunkt  $t_2$  sind 70% der Brandlast verbrannt, die Energiefreisetzungsrate fällt linear ab. Die Heißgastemperatur hat bei  $t_2$  ihren Maximalwert erreicht und klingt dann ab. Bei

$t_3$  ist die Energiefreisetzungsrate auf 0 abgesunken, die gesamte Brandlast ist verbrannt, der Heißgastemperaturzeitverlauf hat hier einen Knick, die Kurve fällt etwas langsamer ab (Bild 4). Aus dem Verlauf der Energiefreisetzungsrate ergeben sich die Zeitpunkte  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$ . Nun müssen noch die zugehörigen Temperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$  und  $T_3$  erfasst werden, um die Temperaturzeitkurve vollständig beschreiben zu können.

Neben der Wärmeabfuhr aus dem Brandraum durch Öffnungen und Umfassungsbauteile ist die freigesetzte Energie die dominierende Einflussgröße bei brandlastgesteuerten Bränden [10]. Durch eine Regressionsanalyse ermitteln sich für die Heißgastemperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  (entsprechend der Definition in Bild 4) folgende funktionale Zusammenhänge für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  [1]:

$$T_1 = 24000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_1 = 980 \text{ °C für } k > 0,04 \quad (4)$$

$$T_2 = 33000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_2 = 1340 \text{ °C für } k > 0,04 \quad (5)$$

$$T_3 = 16000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_3 = 660 \text{ °C für } k > 0,04 \quad (6)$$

mit

$$k = \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b} \right)^{1/3} \quad (7)$$

wobei

$\dot{Q}$  Energiefreisetzungsrate [MW]

$A_w$  Fläche der Ventilationsöffnungen [ $\text{m}^2$ ]

$h_w$  Höhe der Ventilationsöffnungen [m]

$b$  gemittelte thermische Eindringzahl der Umfassungsbauteile [ $\text{J}/(\text{m}^2 \text{s}^{0,5} \text{K})$ ]

$A_T$  Gesamtfläche der umfassenden Bauteile ohne Öffnungsflächen [ $\text{m}^2$ ].

In Bild 5 ist die mit CFAST [14] berechnete maximale Heißgastemperatur  $T_2$  zum Zeitpunkt  $t_2$  (entsprechend der Definition in Bild 4) über den Faktor  $k$  aufgetragen. Der lineare Zusammenhang zwischen  $k$  und der Maximaltemperatur  $T_2$  für  $k < 0,04$  wird mit der durchgezogenen Linie verdeutlicht. Nur einzelne Werte weichen um wenig mehr als 15 % von der Geraden ab (gestrichelte Linie). Diese Toleranz kann bei der Entwicklung des Verfahrens akzeptiert werden [1].

Für den Temperaturzeitverlauf bei ventilationsgesteuerten Bränden ist neben den thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile die Größe der Öffnungen des Brandraumes bestimmend [7], [9]. Durch eine Regressionsanalyse ermitteln sich für die Heißgastemperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  (entsprechend der Definition in Bild 4) folgende funktionale Zusammenhänge [1]:

$$T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 b + 1175 \quad (8)$$

$$T_2 = (0,004 b - 17) \cdot 1/O - 0,4 b + 2175 \leq 1340 \text{ °C} \quad (9)$$

$$T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 b + 1060 \quad (10)$$

mit



$$O = A_w \sqrt{h_w} / A_t \quad (11)$$

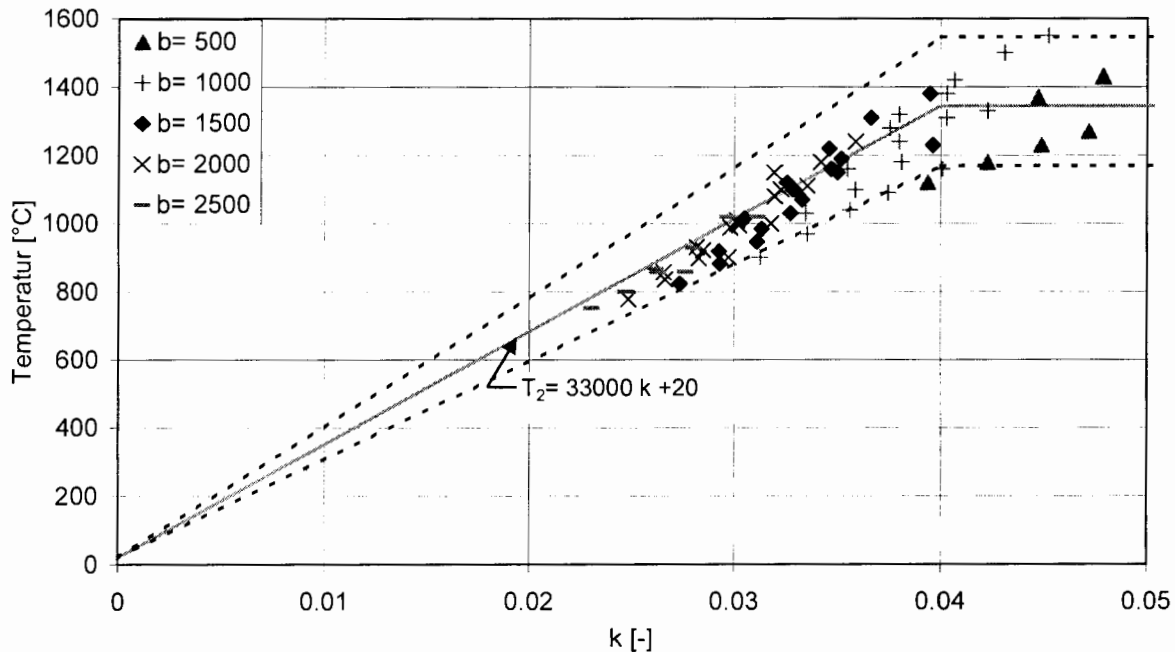
wobei

$b$  gemittelte thermische Eindringzahl der Umfassungsbauteile [ $J/(m^2s^{0.5}K)$ ]

$A_w$  Fläche der Ventilationsöffnungen [ $m^2$ ]

$h_w$  Höhe der Ventilationsöffnungen [ $m$ ]

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



**Bild 5** Maximaltemperaturen  $T_2$  brandlastgesteuerter Brände unter Variation der thermischen Eindringzahl  $b$  bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom Faktor  $k$  (Simulation mit [14])

**Fig 5** Maximum temperatures  $T_2$  of fuel-controlled fires varying the thermal properties  $b$  with fire load density  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in dependance of factor  $k$  (simulation with [14])

#### 4.2 Qualitativer Verlauf der Realbrandkurven

Für die vollständige mathematische Beschreibung der Realbrandkurven muss neben den Zeitpunkten  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  und den zugehörigen Temperaturwerten  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  der funktionale Verlauf zwischen diesen Punkten bekannt sein. Im Bereich zwischen  $t = 0$  und  $t_1$  (Bereich 1) steigt die Temperatur zunächst langsam, dann steil an. Dieser Verlauf lässt sich durch einen quadratischen Anstieg annähern:

$$T = \frac{(T_1 - T_0)}{t_1^2} \cdot t^2 + T_0 \quad \text{mit } t, t_1 \text{ [min] und } T, T_0, T_1 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (12)$$

Zwischen den Zeitpunkten  $t_1$  und  $t_2$  (Bereich 2) steigt die Temperatur moderater weiter an. Sie lässt sich mathematisch mit einer Wurzelfunktion beschreiben:

$$T = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t - t_1) / ((t_2 - t_1) + T_1)} \quad \text{mit } t, t_1, t_2 \text{ [min] und } T, T_1, T_2 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (13)$$

Zwischen den Zeitpunkten  $t_2$  und  $t_3$  (Bereich 3) sinkt die Temperatur, was mathematisch mit einer Wurzelfunktion ausgedrückt werden kann:

$$T = (T_3 - T_2) \cdot \sqrt{(t - t_2) / ((t_3 - t_2) + T_2)} \quad \text{mit } t, t_2, t_3 \text{ [min] und } T, T_2, T_3 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (14)$$

Bild 6 zeigt die mathematische Formulierung für den Verlauf der Realbrandkurven bei einer Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ , welche ungefähr einer 95%-Fraktile der Brandlasten in Wohngebäuden entspricht.

Ausgehend von der Realbrandkurve für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  lassen sich Realbrandkurven für beliebige Brandlastdichten  $q_x \leq 1300 \text{ MJ/m}^2$  ermitteln. Dabei ist der ansteigende Ast der Realbrandkurven bis zum Erreichen der Maximaltemperatur unabhängig von der Brandlastdichte. Hingegen ist der Zeitpunkt  $t_{2,x}$ , bei dem die Maximaltemperatur  $T_{2,x}$  erreicht wird, brandlastabhängig. Er lässt sich direkt aus dem Ansatz für die Energiefreisetzungsrates bestimmen. Die zugehörige Temperatur  $T_{2,x}$  wird dann durch Einsetzen von  $t = t_{2,x}$  in Gl. (13) ermittelt (Bild 3).

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

$$T_{3,x} = (T_3 / (\log_{10}(t_3 + 1))) \cdot \log_{10}(t + 1) \quad (15)$$

Der abfallende Ast der Realbrandkurve des Bereichs 3 kann durch Einsetzen in Gl. (14) ermittelt werden.

$$T = (T_{3,x} - T_{2,x}) \cdot \sqrt{(t - t_{2,x}) / ((t_{3,x} - t_{2,x}) + T_{2,x})} \quad (16)$$

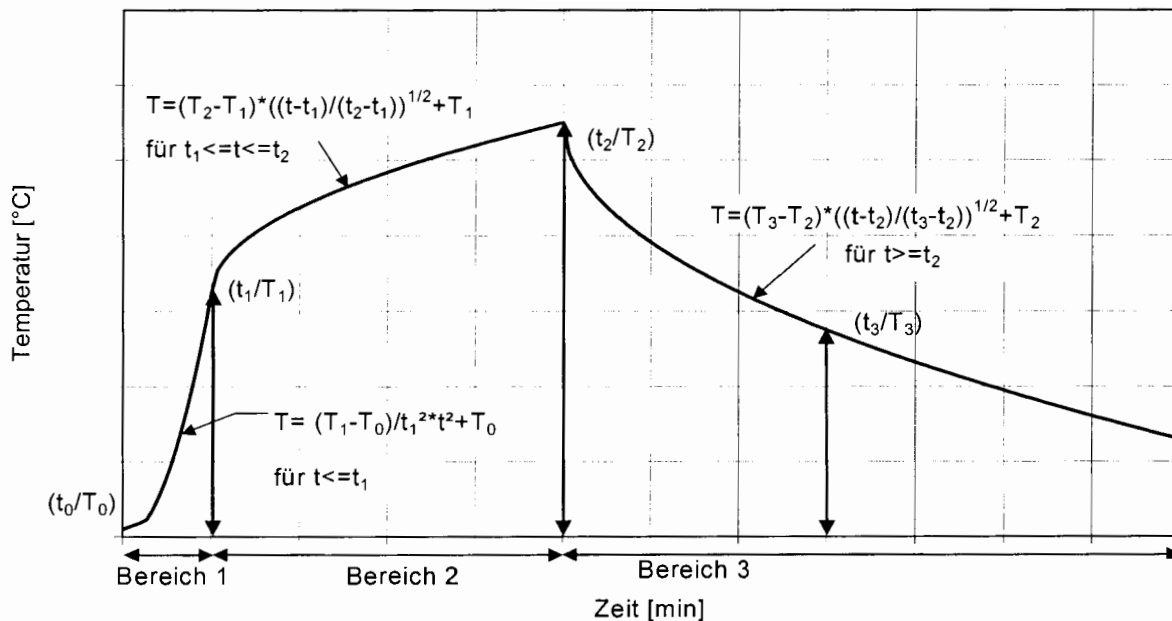


Bild 6 Mathematische Beschreibung der Realbrandkurven in 3 Bereichen

Fig 6 Mathematical description of the real fire curves in 3 sections

## 5 Validierung

Die Realbrandkurven sind von mit CFAST [14] berechneten Heißgastemperaturzeitkurven abgeleitet worden. Sie erfordern eine möglichst umfassende Validierung und Absicherung, bevor sie als Brandbeanspruchung anstelle der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) seitens der Bauaufsichtsbehörden anerkannt werden können. In einem ersten Schritt werden für die in Abschnitt 3.2 beschriebenen Raumkonfigurationen Realbrandkurven berechnet und mit den mittels Wärmebilanzberechnungen ermittelten Heißgastemperaturzeitkurven verglichen. Die Eignung des Wärmebilanzmodells [14] für die Simulation von Bränden in kleinen und mittleren Räumen kann aufgrund einer Vielzahl von Untersuchungen unterstellt werden [15]. Als Vergleichskriterien dienen das durch die Fläche unter Realbrand- bzw. Heißgastemperaturzeitkurve ausgedrückte Integral als Maß für den Energieeintrag in die Bauteile nach 30, 60 und 90 Minuten ( $A_{30}$ ,  $A_{60}$ ,  $A_{90}$ ) sowie das Temperaturmaximum ( $T_{max}$ ).

Der zweite Schritt der Validierung erfolgt anhand von Brandversuchen mit unterschiedlichen Raumgeometrien, Brandlasten und Öffnungsverhältnissen, die in der Literatur dokumentiert sind. Die in den Versuchen gemessenen Temperaturen werden mit denen der Realbrandkurven verglichen. Zusätzlich werden in den Vergleich die mit den Wärmebilanzmodellen [14] und [16] sowie mittels vereinfachter Ansätze [4], [5], [7] bestimmten Temperaturzeitverläufe mit einbezogen. Für einige ausgewählte Versuche wird eine Vergleichsrechnung mit einem CFD-Modell (Feldmodell)

durchgeführt [1]. Der Vergleich der mit unterschiedlichen Methoden und Verfahren berechneten Temperaturzeitverläufe mit den Versuchsergebnissen ist jedoch nur eingeschränkt möglich. Die vereinfachten Ansätze [4], [5], [7], die einen Vollbrand ohne Brandentstehungsphase voraussetzen, liefern einen Temperaturverlauf, der zu Beginn stark ansteigt. Mit dem Wärmebilanzmodell [14] werden Heißgastemperaturen berechnet und dargestellt. Das Modell [16] schaltet während der Simulation bei Einsetzen des „flashovers“ vom Mehrzonenmodell auf ein Vollbrandmodell um.

In Bild 7 werden die in den Brandversuchen gemessenen Maximaltemperaturen mit den berechneten Werten der verschiedenen Verfahren miteinander verglichen (Vergleichskriterium  $T_{max}$ ). Die Winkelhalbierende spiegelt die Gleichheit von gemessener Maximaltemperatur und berechneter Maximaltemperatur wider. Der Großteil der mittels Realbrandkurven berechneten Maximaltemperaturen liegt innerhalb der gestrichelt dargestellten „15%-Toleranzgrenze“, die Streuung ist relativ gering. Tendenziell liegen die Werte etwas oberhalb der Winkelhalbierenden und somit auf der sicheren Seite. Bei anderen Verfahren ergibt sich eine breitere Streuung.

Um die Validierung abzurunden, soll in Kürze ein Naturbrand-Versuch mit Mobiliar-Brandlasten durchgeführt werden, bei dem u. a. Energiefreisetzungsrate und Brandraumtemperaturen gemessen werden.

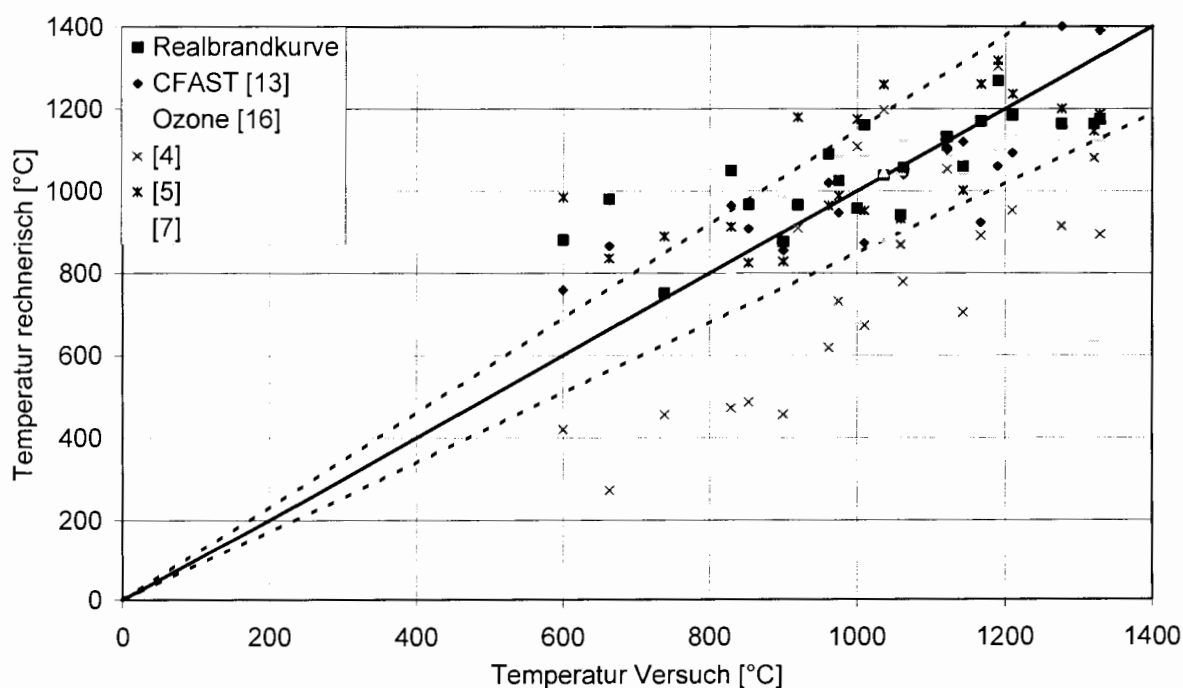


Bild 7 Vergleich gemessener und mit verschiedenen Verfahren berechneter Maximaltemperaturen unterschiedlicher Brandversuche (Vergleichskriterium  $T_{max}$ )

Fig 7 Comparison of measured and with various methods calculated maximum temperatures of different fire tests (criterion  $T_{max}$ )

## **6 Brandschutztechnische Bemessung**

### **6.1 Rechnerische Nachweisverfahren**

Die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen erfolgt in Deutschland bisher fast ausschließlich nach DIN 4102-4 mittels tabellarischer Daten, welche auf Brandversuchen nach der ETK basieren. In den im Mai 1997 als deutsche Vornormen veröffentlichten Eurocodes werden erstmals für Deutschland auch rechnerische Nachweisverfahren zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen und Tragwerken geregelt. Grundsätzlich können die rechnerischen Verfahren der Eurocodes für beliebige thermische Beanspruchungen verwendet werden, die Nationalen Anwendungsdokumente schränken diesen Anwendungsbereich derzeit noch ein. Die Realbrandkurven geben den Temperaturverlauf in der Heißgaszone eines Brandraumes unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Brandlasten, Brandraumgeometrien und Öffnungsverhältnisse in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden auf der sicheren Seite liegend wieder. Sie eignen sich daher als Grundlage für die Bauteilauslegung mit den vereinfachten Berechnungsverfahren oder den allgemeinen Berechnungsverfahren der Eurocodes (z. B. [17]).

### **6.2 Verfahren mit äquivalenter Branddauer**

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 basiert z. B. das Nachweisverfahren der DIN 18230-1 und der von ihr abgeleiteten DAST-Richtlinie [18]. Bei diesen Verfahren wird die äquivalente Branddauer aus dem Produkt von rechnerischer Brandbelastung, Wärmeabzugsfaktor und einem Umrechnungsfaktor in einer einfachen Handrechnung ermittelt. Im Gegensatz zu dem hier vorgestellten Verfahren, bei dem die Brandbeanspruchung der Bauteile realitätsnah beschrieben wird, werden bei den Verfahren mit äquivalenter Branddauer z. T. grobe Vereinfachungen getroffen, die zu Fehleinschätzungen führen können.

Die „Klasseneinteilung“ der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer kann zu Überbemessungen führen. Für eine nach DIN 18230-1 rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer von 31 Minuten muss eine F 60 – Konstruktion gewählt werden. Im Brandversuch nach DIN 4102-2 hat diese Konstruktion u. U. nach 75 Minuten versagt, so dass in diesem Fall eine „Überbemessung“ von 46 Minuten vorliegen würde. Nach DIN 4102-2 geprüften Stahlkonstruktionen liegt in der Regel eine kritische Temperatur von 500 °C zu Grunde. Die kritische Temperatur ist jedoch abhängig von der Lastausnutzung. Das Verfahren der äquivalenten Branddauer in [18] ist im Wesentlichen aus DIN 18230 übernommen worden, lediglich die Sicherheitsbeiwerte und Zusatzbeiwerte sind modi-

fiziert worden. Das Verfahren in DIN 18230-1 basiert auf Brandsimulationsrechnungen für sich in einem großen Raum ausbreitende Brände, die 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 vorstellbar, deren thermische Einwirkungen auf die Bauteile bei Berechnungen nach [18] unterschätzt werden können. Ungeschützte Stahlbauteile haben bei gleicher Brandbeanspruchung eine andere äquivalente Branddauer als geschützte Profile. Dieser Sachverhalt wird in DIN 18230 und [18] nicht erfasst und kann für Bauteile mit geringer Feuerwiderstandsdauer zu Bemessungen auf der unsicheren Seite führen. Häufig sind Bürogebäude innerhalb ihrer Brandabschnitte durch leichte Trennwände (z. B. in Trockenbauweise) in „Raumzellen“ unterteilt, wobei die leichten Trennwände („Zellenwände“) zwar in keine Feuerwiderstandsklasse eingeordnet werden können, jedoch die ungehinderte Brandausbreitung verzögern. Dieser Tatsache wird in [18] keine Rechnung getragen. Die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile werden nur näherungsweise durch den c-Faktor erfasst.

## 7 Anwendungsbeispiele

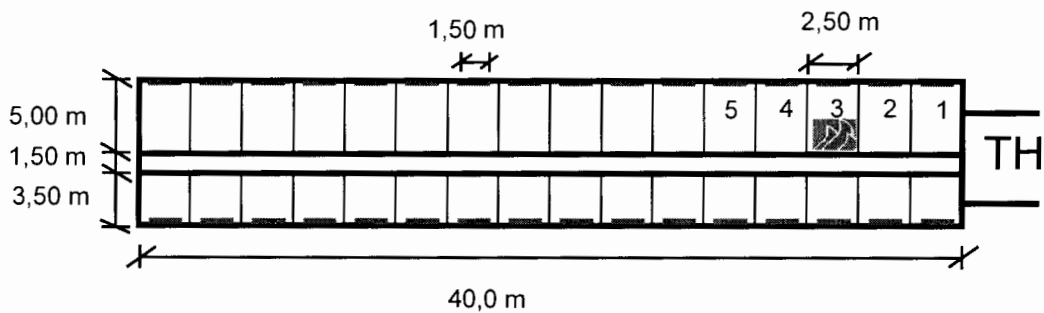
### 7.1 Allgemeines

An einem Anwendungsbeispiel wird die risikogerechte brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen demonstriert, wobei die thermischen Einwirkungen mit Hilfe der in Abschnitt 5 vorgestellten Realbrandkurven vorgegeben werden und die Bauteilauslegung nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren in [17] erfolgt. Es wird eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit ( $t_g = 300$  s) unterstellt und ein Eingriff der Feuerwehr 25 Minuten nach Brandausbruch berücksichtigt. Zum Vergleich wird eine Bemessung nach DIN 4102-4 und mit [18] geführt.

In einem viergeschossigen Bürogebäude sollen die Unterzüge IPE 360 der in Stahlbeton-Verbundbauweise hergestellten Decke bemessen werden (Ausnutzungsgrad  $\mu = 0,79$  [17]). Die Geschossgrundfläche beträgt  $400 \text{ m}^2$ . Zwischen den einzelnen Büros befinden sich leichte Trennwände in Trockenbauweise (Zellenbauweise), die in keine Feuerwiderstandsklasse einzuordnen sind. In Bild 8 ist der Grundriss eines Geschosses dargestellt. Die für die Bemessung wesentlichen Eingangsgrößen sind unten aufgeführt. Die Brandlast wird gleichförmig verteilt mit  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$  angenommen, das entspricht in etwa einer 80%-Fraktile der Brandlasten in Bürogebäuden.

Als Brandszenario wird ein durch einen brennenden Papierkorb verursachter Brand in Bürozelle 3 angenommen. Die Zwischenwände der Bürozellen hemmen die Brandausbreitung. Der Brand wird sich sukzessive von Bürozelle zu Bürozelle 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 die Entzündungstemperatur von Holz und Papier.



*Bild 8 Grundriss der Nutzungseinheit mit Bürozellen*

*Fig 8 Ground plan of the compartment with room cells of the offices*

Der Versagenszeitpunkt der Zellenwand bei einem natürlichen Brand kann in Anlehnung an die Methode der äquivalenten Branddauer bestimmt werden. Hierfür muss der Versagenszeitpunkt bei einem ETK-Brand bekannt sein, der entweder mittels Brandversuch oder auf rechnerischem Wege bestimmt wird. Der Zeitpunkt, zu dem beim natürlichen Brand die gleiche Fläche unter der Realbrandkurve wie unter der ETK und damit der gleiche Energieeintrag in die Zellenwand erreicht ist, kennzeichnet das Versagen der Zellenwand.

Die Energiefreisetzungsrate steigt für den nun die Zellen 2 bis 4 umfassenden größeren Brandraum mit zusätzlicher Brandlast und größeren Öffnungsflächen entsprechend an (Bild 9). 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 Energiefreisetzungsrate ausgegangen werden [1].

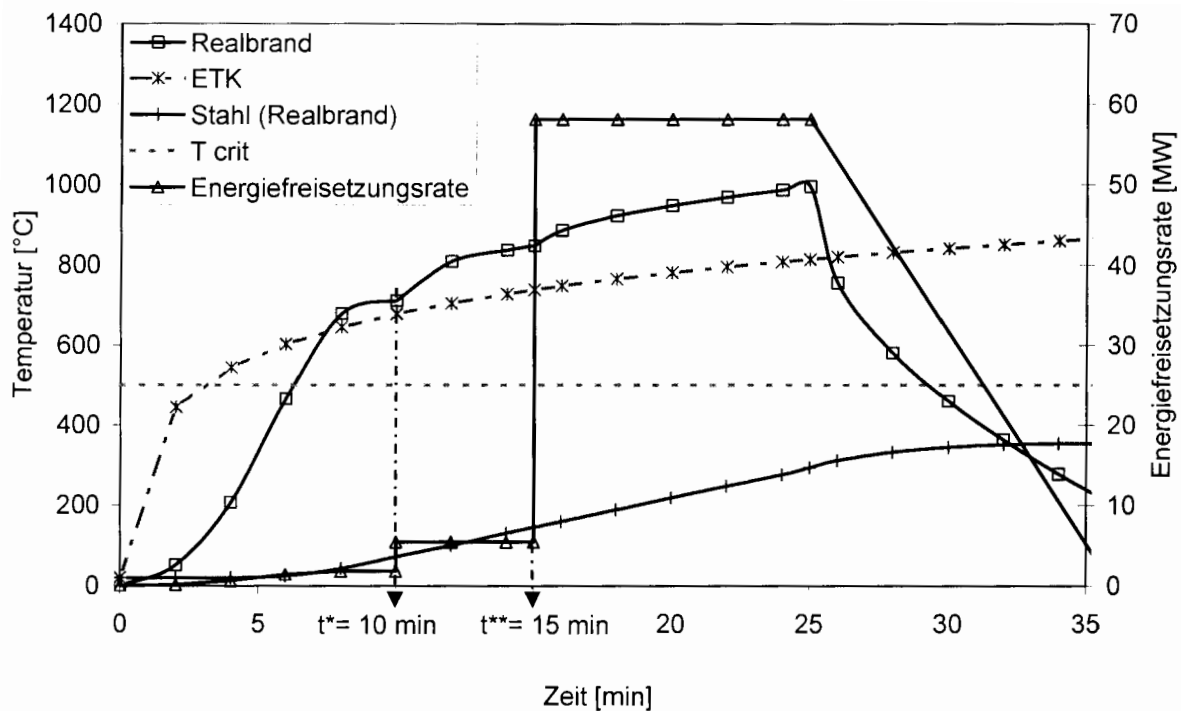


Bild 9 Verlauf der Energiefreisetzungsrate, der Heißgastemperatur (Realbrandkurve) und der Stahl-Querschnittstemperatur bei sukzessiver Brandausbreitung in Bürozellen im Vergleich zur ETK

Fig 9 Course of rate of heat release, upper layer temperature (real fire curve) and respective steel section temperature for successive fire spread in room cells comparing to ISO 834 (ETK)

## 7.2 Risikogerechte Bemessung mit Realbrandkurve (natürlicher Brand)

Eingangsgrößen:

Abmessungen  $W= 5,0$  m;  $D= 2,50$  m;  $H= 2,80$  m

Öffnungen  $A_w= 1,5$  m<sup>2</sup>;  $h_w= 1,0$  m

Umfassungsbauteile  $b= 1500$  J/(m<sup>2</sup>s<sup>0,5</sup>K)

Brandlastdichte  $q= 576$  MJ/m<sup>2</sup>

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

Grundfläche  $A_f= 12,5$  m<sup>2</sup>

Ventilationsfaktor  $A_w \sqrt{h_w} = 1,50$  m<sup>3/2</sup>

Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)  $A_t= 67,0$  m<sup>2</sup>

Gesamtbrandlast für  $q= 576$  MJ/m<sup>2</sup>  $Q_{576}= 7200$  MJ



Energiefreisetzungsrate:

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

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

Es liegt ein ventilationsgesteuerter Brand mit einer maximalen Energiefreisetzungsrate von

$\dot{Q}_{\max} = 1,82 \text{ MW}$  vor. Zunächst wird der Brandverlauf für eine fiktive Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  berechnet. Anschließend kann der abfallende Ast der Realbrandkurve für die tatsächlich vorliegende Brandlastdichte von  $q_x = 576 \text{ MJ/m}^2$  bestimmt werden.

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

$$t_1 = \sqrt{(t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max})} = \sqrt{(300^2 \cdot 1,82)} = 405 \text{ s} \approx 7 \text{ min}$$

$$Q_1 = 1/t_g^2 \cdot \frac{t_1^3}{3} = 1/300^2 \cdot \frac{405^3}{3} = 246 \text{ MJ}$$

für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 = 0,7 \cdot 16250 - 246 = 11129 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_2 = Q_2 / \dot{Q}_{\max} = 11129 / 1,82 = 6115 \text{ s} \Rightarrow t_2 = 6520 \text{ s} \approx 109 \text{ min}$$

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q = 0,3 \cdot 16250 = 4875 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_3 = 2 \cdot Q_3 / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 4875 / 1,82 = 5357 \text{ s} \Rightarrow t_3 = 11877 \text{ s} \approx 198 \text{ min}$$

für  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_{2,576} = 0,7 \cdot Q_{576} - Q_1 = 0,7 \cdot 7200 - 246 = 4794 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{2,576} = Q_{2,576} / \dot{Q}_{\max} = 4794 / 1,82 = 2634 \text{ s} \Rightarrow t_{2,576} = 3039 \text{ s} \approx 51 \text{ min}$$

$$Q_{3,576} = 0,3 \cdot Q_{576} = 0,3 \cdot 7200 = 2160 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{3,576} = 2 \cdot Q_{3,576} / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 2160 / 1,82 = 2374 \text{ s} \Rightarrow t_{3,576} = 5413 \text{ s} \approx 90 \text{ min}$$

Für den ventilationsgesteuerten Brand mit  $1/O = \frac{A_t}{A_w \sqrt{h_w}} = 44,67 \text{ m}^{-1/2}$  und  $b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2 \text{s}^{0,5} \text{K})$  folgt:

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

$$\text{Gl. (9)} \quad T_2 = (0,004 \cdot b - 17) \cdot 1/O - 0,4 \cdot b + 2175 \leq 1340 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow T_2 = 1084 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{Gl. (10)} \quad T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 \cdot b + 1060 = 597 \text{ }^\circ\text{C}$$

Umgerechnet auf eine Brandlastdichte  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$  ergibt sich:

$$\text{Gl. (13)} \quad T_{2,576} = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t_{2,576} - t_1)/(t_2 - t_1)} + T_1$$

$$T_{2,576} = (1084 - 634) \cdot \sqrt{(51 - 7)/(109 - 7)} + 634 = 930 \text{ °C}$$

$$\text{Gl. (15)} \quad T_{3,576} = (T_3 / \log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t_{3,576} + 1)$$

$$T_{3,576} = (597 / \log_{10}(198 + 1)) \cdot \log_{10}(90 + 1) = 509 \text{ °C}$$

Die Ergebnisse für einen Brand in Zelle 3 sind in Tabelle 1, Spalte 4 zusammengefasst.

*Tabelle 1 Brandschutztechnische Bemessung eines Bürogebäudes in Zellenbauweise mit Realbrandkurven*

*Table 1 Fire design of an office building with room cells using the real fire curves*

Parameter (1)	Dimension (2)	Gl. (3)	Zelle 3 (4)	Zelle 2-4 (5)	Geschoss (6)
$A_f$	[m <sup>2</sup> ]	-	12,5	37,5	400,0
$A_w \cdot h_w^{0,5}$	[m <sup>3/2</sup> ]	-	1,50	4,50	48,0
O	[m <sup>1/2</sup> ]	(11)	0,0224	0,0310	0,0444
$Q_{\max}$	[MW]	(1)	1,82	5,45	58,1
Q	[MJ]	-	16250	48750	520000
$T_1$	[°C]	(8)	634	743	828
$T_2$	[°C]	(9)	1084	1221	1327
$T_3$	[°C]	(10)	597	659	707
$Q_{576}$	[MJ]	-	7200	21600	230400
$T_{2,576}$	[°C]	(13)	930	1055	983
$T_{3,576}$	[°C]	(15)	509	564	455

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  $t^* = 10$  min erreicht wird. Dem Brand steht nun ein vergrößerter Brandraum (Zellen 2-4) zur Verfügung (Tabelle 1, Spalte 5).

Bei Versagen der Zellenwand breitet sich der Brand in den benachbarten Zellen schnell aus, die Energiefreisetzungsrate steigt zum Zeitpunkt  $t^* = t_1 = 600$  s = 10 min (Zellenwanddurchbruch) auf das Maximum (Bild 9). Die bisher durch den Brand in Zelle 3 aufgezehrte Brandlast  $Q^*$  beträgt zum Zeitpunkt  $t^* = 600$  s:

$$Q^* = Q_{1,12} + (t^* - t_{1,12}) \cdot Q_{\max,12} = 246 + 195 \cdot 1,82 = 601 \text{ MJ}$$

Der Versagenszeitpunkt  $t^{**}$  für die Zellenwände der zu den Bürozellen 2-4 benachbarten Zellen 1 und 5 wird nach dem Äquivalenzprinzip zu  $t^{**} = 15$  min ermittelt. Aufgrund der nun sehr schnell erfolgenden Brandausbreitung wird ein Brand in der gesamten Nutzungseinheit (Geschoss) mit  $A_f = 400$  m<sup>2</sup> angesetzt (Tabelle 1, Spalte 6).

Der Eingriff der Feuerwehr (Einsetzen der Löschmaßnahmen) erfolgt 25 Minuten nach dem Brandausbruch, was zur Folge hat, dass die Energiefreisetzungsrates sinkt und infolgedessen die Temperatur im Brandraum fällt (Bild 9).

Bei einem Ausnutzungsgrad von  $\mu_0 = 0,79$  ermittelt sich als kritische Stahltemperatur  $\Theta_{a,cr} = 500$  °C. Das Profil IPE 360 wird mit Gipskartonplatten (GKF) der Dicke 12,5 mm kastenförmig bekleidet. Für eine konstante Temperaturverteilung im Querschnitt kann der Temperaturanstieg des bekleideten Stahlbauteils nach [17] berechnet werden (Bild 9). Bei einer brandschutztechnischen Bemessung mittels Realbrandkurve unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen erreicht die Bauteiltemperatur nach 34 Minuten das Maximum von 353 °C. Die kritische Temperatur von 500 °C wird nicht annähernd erreicht.

### 7.3 Bewertung

Die zu bemessenden Stahlbauteile überstehen den mittels Realbrandkurve unterstellten natürlichen Brand, die kritische Temperatur wird nicht erreicht (Bild 9). Nach Tabelle 92 in DIN 4102-4 ist der mit 12,5 mm GKF bekleidete Unterzug IPE 360 in die Feuerwiderstandsklasse F 30 einzuordnen. Die der DIN 4102-4 zugrundegelegte ETK führt zu einer Überschätzung der Brandbeanspruchung. Bei der brandschutztechnischen Bemessung nach [18] würde in diesem Fall eine F 60-Bekleidung erforderlich.

## 8 Ausblick und Fazit

Dem in der Praxis tätigen Ingenieur wird mit den Realbrandkurven eine Möglichkeit eröffnet, die thermischen Einwirkungen eines natürlichen Brandes für die Bauteilauslegung zu berücksichtigen, ohne auf die Anwendung relativ komplizierter Wärmebilanzmodelle angewiesen zu sein. Um das Trag- und Verformungsverhalten einer Konstruktion im Brand beurteilen zu können, muss neben der thermischen Beanspruchung auch das mechanische Verhalten der Gesamtstruktur betrachtet werden. Hier können bisher ungenutzte Systemreserven aktiviert werden und zu einer wirtschaftlicheren Bemessung der Konstruktion führen. Brandversuche an Stahl- und Stahlverbundkonstruktionen in England haben insbesondere bei horizontalen Traggliedern Versagensmechanismen gezeigt, die mit den Rechengrundlagen der Eurocodes nicht erfasst werden können [19].

Es gibt für den Stahlbau eine Vielzahl von Entwicklungen, die eine Verbesserung des Brandverhaltens zum Ziel haben. Beispielsweise kann die Bauteilerwärmung durch Verwendung dämmschichtbildender Anstriche erheblich verzögert werden oder durch Modifizierung der Stahllegierung der Festigkeitsabfall bei Temperatureinwirkung verringert werden. Verknüpft man diese Maßnahmen, so kann künftig bei Berücksichtigung eines natürlichen Brandes mit Hilfe der Realbrandkur-

ven auch bei mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden eine Bauweise ermöglicht werden, bei der der Werkstoff Stahl sichtbar ist.

## 9 Literatur

- [1] *Hosser, D.; Zehfuß, J.*: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig. Forschungsvorhaben S 503 im Auftrag der Stiftung Industrieforschung, Köln. Abschlussbericht Dezember 2002.
- [2] *DiNenno, P. J. (Hrsg.) et al.*: The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Society of Fire Protection Engineers (SFPE) and National Fire Protection Association (NFPA). NFPA, Quincy Ma. (USA), 1990.
- [3] *Magnusson, S. E.; Thelandersson, S.*: Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development. Acta Polytechnica Scandinavia. Civil Engineering and Building Construction 65 (1970).
- [4] prEN 1991-1-2: Eurocode 1, Actions on structures – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire. Draft July 2001.
- [5] *Feasey, R.; Buchanan, B.*: Post-flashover fires for structural design. Fire Safety Journal 37 (2002) 83-105.
- [6] *Babrauskas, V.*: A Closed-form Approximation for Post-flashover Compartment Fire Temperatures. Fire Safety Journal 4 (1981) 63-73.
- [7] *Zhongcheng, M.; Mäkeläinen, P.*: Parametric temperature-time curves of medium compartment fires for structural design. Fire Safety Journal 34 (2000) 361-375.
- [8] *Barnett, C. R.*: BFD curve: a new empirical model for fire compartment temperatures. Fire Safety Journal 37 (2002) 437-463.
- [9] *Law, M.*: A basis for the design of fire protection of building structures. The Structural Engineer 61 (1983) 25-33.
- [10] *McCaffrey, B. J.; Quintierre, J. G.; Harkleroad, M. F.*: Estimating Room Fire Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Test Data Correlations. Fire Technology 17 (1981) 98-119.
- [11] *Sleich, J. B.; Cajot, L.*: Competitive Steel Buildings through Natural Fire Safety Concept. Draft Final. Report composed of 5 parts. 1999.
- [12] *Hosser, D.; Dehne, M.*: Brandschutz im Industriebau – DIN 18230 und kein Ende. Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. DDR. U. Schneider, Institut für Baustofflehre, Bauphysik und Brandschutz der TU Wien. 2002 (Vorbereitung).
- [13] Synopse Brandschutzkonzept der Fachkommission Bauaufsicht. Stand Oktober 1999.

- [14] *Portier, R. W.; Reneke, P. A.; Jones, W. W.; Peacock, R. D.*: A User's Guide for CFAST Version 1.6. NISTR4985. National Institute of Standards and Technology. Building and Fire Research Laboratory. Gaithersburg, Maryland, USA. 1992.
- [15] *Hostikka, S.; Keski-Rahkonen, O.*: Results of CIB W14 Round Robin for Code Assessment, Scenario B. VTT Technical Research Centre of Finland, Espoo, 1998.
- [16] *Cadorin, J. F.; Franssen, J. M.; Pintea, D.*: The Design Fire Tool Ozone V2.0 – Theoretical description and Validation On Experimental Fire Tests. First Draft. June 2001.
- [17] DIN V ENV 1993-1-2: Eurocode 3, Planung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksplanung für den Brandfall. Mai 1997.
- [18] Deutscher Ausschuss für Stahlbau: DAST Richtlinie. Brandsicherheit für Stahl- und Stahlverbundbauteile (für Büro- und Verwaltungsgebäude), 2001.
- [19] *Newman, G. M.; Robinson, J. T.; Bailey, C. G.*: Fire safe design: A New Approach to Multi-Storey Steel-Framed Buildings, SCI Publication P288, The Steel Construction Institute, Ascot, 2000.

### **Schlagwörter**

Bemessung, Hochbau, Stahlbau, Brandschutz

### **Verfasser**

Dipl.-Ing. Jochen Zehfuß, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Technische Universität Braunschweig, Beethovenstraße 52, D-38106 Braunschweig