

GERHARD KRAMM  
ENRICO APELT

## Zur Bewertung des Abbrandverhaltens von Produktions- und Lagerstoffen in großen Versuchsräumen

In der vorliegenden Arbeit werden die Ergebnisse der in dem großen Brandraum der MFPA Leipzig e. V. durchgeführten Experimente mit Vergleichs- und Versuchsstoffen vorgestellt und diskutiert. Anhand dieser Ergebnisse sowie derjenigen früherer Versuchsreihen wird begründet, dass das Anwenden des nach DIN 18230, Teil 2 genormten Berechnungsverfahrens zur Ermittlung von Abbrandfaktoren  $m_i$  auf große Brandräume nicht zu empfehlen ist. Die Begründung beruht im Wesentlichen darauf, dass zwar eine eindeutige Beziehung zwischen dem Maximum der Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_v$  im Vergleichselement und der eingesetzten Vergleichsmenge  $M_v$  existiert, die als notwendige Bedingung des normierten Berechnungsverfahrens anzusehen ist, wohingegen der funktionale Zusammenhang zwischen Vergleichsbranddauer  $t_v$  und der Menge  $M_v$ , die als zugehörige hinreichende Bedingung aufzufassen ist, bei großen Brandräumen verloren geht.

Um dennoch Abbrandfaktoren für verschiedene Versuchsstoffe ermitteln zu können, wurde ein Berechnungsverfahren für große Brandräume entwickelt, das auf einer eindeutigen Beziehung zwischen dem Maximum der Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_v$  im Vergleichselement und der während des Versuchs bis zum Zeitpunkt des Erreichens dieses Maximums freigesetzten Energie  $\Delta E_v$  beruht. Zur Berechnung der freigesetzten Energien anhand des Abbrandes wurden im Falle der Versuchsstoffe Exponentialansätze verwendet, wie sie sich bei der Integration verschiedener Versionen der linearen Pyrolyse-Differentialgleichung ergeben, wohingegen im Falle der Versuche mit Fichtenholzkrippen eine Sigmoidalverteilung zur Ermittlung der freigesetzten Energien erstmalig zur Anwendung kam. Basierend auf dieser Sigmoidalverteilung lässt sich die Abbrandrate, die sich aus der ersten Ableitung der Sigmoidalverteilung ergibt, als Funktion der Zeit  $t$  sehr gut beschreiben. Im Gegensatz zu den zuvor erwähnten Exponentialansätzen weist die auf der Sigmoidalverteilung beruhende Abbrandrate – in Einklang mit den Beobachtungen – ein Maximum für  $t > 0$  auf. Der  $t^2$ -Anstieg während der Brandentwicklungsphase sowie das exponentielle Abnehmen jenseits des Maximums wird ebenfalls sehr gut durch die so bestimmte Abbrandrate beschrieben. Eine stückweise zusammengesetzte Funktion, wie sie häufig zur Beschreibung der Abbrandrate verwendet wird, ist somit nicht erforderlich. Mit Hilfe dieses neuen Berechnungsverfahrens wurden  $m_i$ -Faktoren für die verschiedenen Versuchsstoffe (auf Euro-Paletten horizontal gelagerte Kartonnage, in Becher gefüllte Halbfett-Margarine auf Paletten, Fichtenholzkrippen) ermittelt, die sich von den im Beiblatt zu DIN 18230, Teil 1 aufgelisteten Werten beträchtlich unterscheiden.

Die Resultate unserer Experimente sowie früherer Versuchsreihen belegen, dass die Ergebnisse zum Abbrandverhalten von Produktions- und Lagergütern offensichtlich von der Größe eines Brandraums abhängen. Das bedeutet für die Praxis, dass die Übertragbarkeit der im Brandraum nach DIN 18230, Teil 2 gewonnenen Ergebnisse zum Abbrandfaktor  $m_i$  grundsätzlich neu zu bewerten ist, wobei auch die von Brandsimulationsmodellen herrührenden Ergebnisse in die Bewertung einbezogen werden müssen; denn nur mit Hilfe solcher Brandsimulationsmodelle lassen sich zurzeit die Ergebnisse von im Vergleich zum Normbrandraum großen, aber gemessen an Industriehallen kleinen Brandräumen auf große Brandbekämpfungsabschnitte übertragen.

### 1 Einleitung

Die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen beruht auf dem Nachweis ausreichender Standsicherheit für den Fall eines vollentwickelten Brandes. Mit diesem Nachweis soll erreicht werden, dass bei einem Brand ein Versagen der Einzelbauteile mit ausreichender Wahrscheinlichkeit nicht eintritt bzw. nicht zum Einsturz der tragenden Konstruktion führt und somit ein Löschangriff auch innerhalb von Gebäuden über einen angemessenen Zeitraum vorgetragen werden kann [1]. Der Nachweis gilt als erbracht, wenn die der Feuerwiderstandsklasse der Bauteile entsprechende Nennfeuerwiderstandsdauer gleich oder größer ist als die gemäß DIN 18230, Teil 1 rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer, d. h., wenn

$$\text{erf } t_F \leq F, \quad (1.1)$$

wobei  $\text{erf } t_F$  die rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer in min und  $F$  der nach DIN 4102 klassifizierte Feuerwiderstand in min sind. Die Größe  $\text{erf } t_F$  ergibt sich aus der äquivalenten Branddauer  $t_a$  in min gemäß

$$\text{erf } t_F = t_a \cdot \gamma \cdot \alpha_L. \quad (1.2)$$

Hierin sind  $\gamma$  der auf die Fläche des Brandbekämpfungsabschnittes bezogene Sicherheitsbeiwert und  $\alpha_L$  ein Zusatzbeiwert, mit dem die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Vollbränden in Abhängigkeit von Brandbekämpfungseinrichtungen wie Feuerlöschanlagen und anerkannten Werksfeuerwehrstaffeln (brandschutztechnische Infrastruktur) bewertet wird. Beide Beiwerte können der DIN 18230, Teil 1 entnommen werden.

Die äquivalente Branddauer, die jene Branddauer in min kennzeichnet, bei der im Normbrand nach DIN 4102, Teil 2 näherungsweise dieselbe Brandwirkung im Bauteil erreicht wird wie im natürlichen Schadensfeuer, ergibt sich aus der rechnerischen Brandbelastung  $q_R$  in  $\text{kWh m}^{-2}$ , die mit dem Wärmeabzugsfaktor  $w$  sowie einem von der Wärmeindringzahl abhängigen Umrechnungsfaktor  $c$  in  $\text{min m}^2 \text{kWh}^{-1}$  gewichtet wird, d. h.,

$$t_i = q_R \cdot w \cdot c \quad (1.3)$$

mit

$$q_R = \frac{1}{A_B} \sum_{i=1}^N M_i H_{u,i} P_i m_i \quad (1.4)$$

sowie

$$P_i = \begin{cases} 1 & \text{für ungeschützte Stoffe,} \\ \Psi_i & \text{für geschützte Stoffe.} \end{cases} \quad (1.5)$$

Hierin sind  $A_B$  die Fläche des Brandbekämpfungsabschnittes,  $M_i$  die Masse des  $i$ -ten geschützten oder ungeschützten Stoffes ( $i = 1, \dots, N$ ),  $H_{u,i}$  der zugehörige (untere) Heizwert in  $\text{kWh kg}^{-1}$  (ermittelt nach DIN 51900, Teil 2),  $\Psi_i$  der zugehörige Kombinationsbeiwert für geschützte Stoffe und  $m_i$  der zugehörige Abbrandfaktor nach DIN 18230, Teil 2,

$$m_i = \frac{M_v H_{u,v}}{M_i H_{u,i}} k_{t,i} \quad (1.6)$$

und

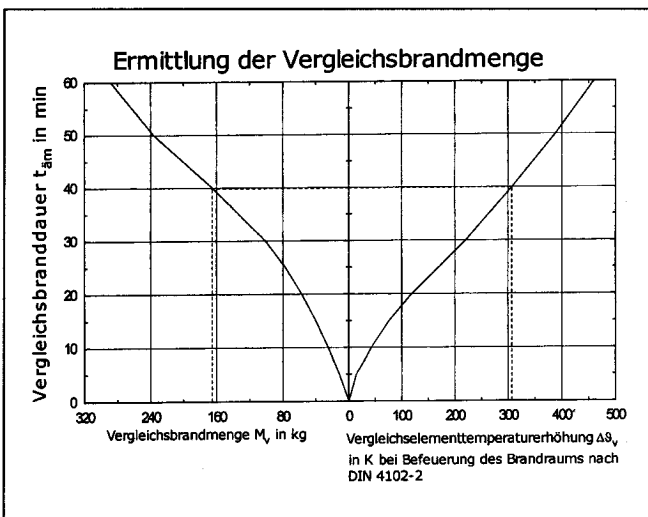
$$k_{t,i} = \exp\left\{-0,4 \left(\frac{t_i}{t_v} - 1\right)\right\}, \quad (1.7)$$

mit dem die Brandlast des  $i$ -ten Stoffes auf diejenige des Vergleichsstoffes (Fichtenholzkrippen) bezogen wird. Hierin sind  $M_v$  die Vergleichsbrandmenge in  $\text{kg}$ ,  $H_{u,v}$  der (untere) Heizwert des Vergleichsstoffes,  $t_i$  die Branddauer in  $\text{min}$  bis zum Erreichen des Maximums der Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_i$  im Vergleichselement beim Abbrand von  $M_i$  und  $t_v$  die entsprechende Branddauer beim Abbrand des Vergleichsstoffes. Mit diesen beiden Gleichungen kann die ermittelte Brandlast des Versuchsstoffes auf die Brandlast des Vergleichsstoffes bezogen werden, wobei als Vergleichsstoff der Brennstoff (Fichtenholzkrippen) dient, der zur Kalibrierung der genormten Versuchseinrichtung verwendet wurde. Durch die Kalibrierung der Versuchseinrichtung zur Ermittlung des Abbrandfaktors  $m_i$  mit Hilfe

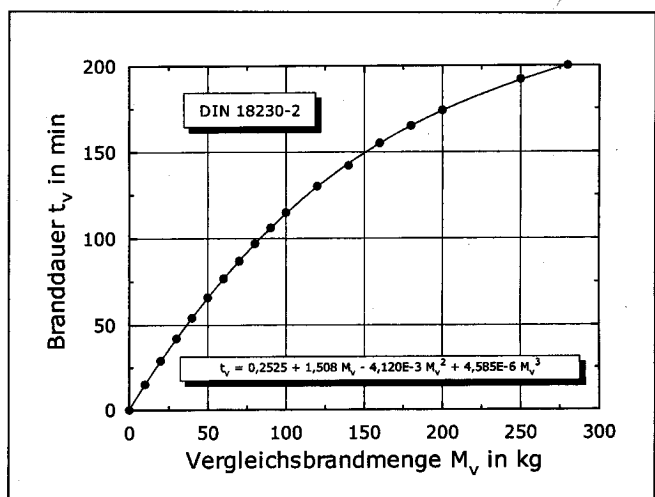
von Fichtenholzkrippen als Vergleichsstoff (mit  $m_i = 1$ ) wird also erreicht, dass die normierten Beziehungen in Teil 1 der DIN 18230 für alle Stoffe und Waren gelten, wenn die zugehörigen  $m_i$ -Faktoren gemäß Teil 2 dieser Norm ermittelt und die ermittelten Brandlasten damit umgerechnet werden (vgl. [2]). Da die Wirkung eines Brandes wesentlich davon abhängt, in welcher Zeitspanne wie viel Energie ein Brennstoff infolge der Verbrennungsprozesse abzugeben vermag, wobei die Abbrandrate als Folge der Pyrolyse oder Verdampfung eine maßgebende Rolle spielt, sind nicht nur die Energiemengen von Versuchs- und Vergleichsstoff,  $M_i$ ,  $H_{u,i}$  und  $M_v$ ,  $H_{u,v}$ , in Relation zu setzen, sondern auch die im allgemeinen unterschiedliche dynamische Entwicklung der zugehörigen Brände muss in die Berechnung einfließen. Dieses erfordert das Einbeziehen von charakteristischen Zeit-»Scales«, die den unterschiedlichen Brandwirkungen widerspruchsfrei zugeordnet werden können. Im Teil 2 der DIN 18230 geschieht dieses in vereinfachter Form durch die Gewichtung des Verhältnisses der Energiemengen von Vergleichs- und Versuchsstoff mit dem Beiwert  $k_{t,i}$  (vgl. [2]), der als charakteristische Zeit-Scales die Branddauern  $t_i$  und  $t_v$  enthält.

Das genormte Verfahren, worauf die Bestimmung des Abbrandfaktors  $m_i$  beruht, befindet sich allerdings seit Jahren in heftiger Kritik (z. B. [3]; [4]; [5]). Wie von Dobbernack [4] in einem Positionspapier zur praxisgerechten Ermittlung von  $m_i$  für reale Brandgutanordnungen kritisiert, wurden mit diesem Verfahren unter teilweise nicht praxisgerechten Bedingungen für einige Materialien und Brandgutanordnungen unrealistische  $m_i$ -Faktoren ermittelt. Mit Bezug auf die Ergebnisse der MPA Nordrhein-Westfalen (siehe [3]) und den Voruntersuchungen von Hosser [6] sowie Hosser und Siegfried [7] nannte er als wesentliche Ursachen hierfür:

- die Zwangsventilation des Normbrandraums mit festen Zulufraten von  $500 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ ,
- das zu geringe Volumen des Normbrandraums von  $8 \text{ m}^3$ , das einerseits zu hohen rechnerischen Brandbelastungen pro Fläche and andererseits zu nicht praxisgerechten Brandgutanordnungen führt und
- die nachträgliche »Korrektur« der Versuchsergebnisse durch den  $k_{t,i}$ -Faktor, der dem Äquivalentprinzip der DIN 18230 widerspricht.



**BILD 1.1** Ermittlung der Vergleichsbrandmenge  $M_v$  aus der Branddauer  $t_{fm}$  gemäß DIN 18230, Teil 2. Die Größe  $t_{fm}$  ergibt sich aus der Kalibrierung des Brandraums mit Ölgebläsebrennern nach der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) gemäß DIN 4102, Teil 2. Die gestrichelte Linie repräsentiert ein Beispiel für die graphische Ermittlung von  $M_v$  für eine gemessene Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_v$ .



**BILD 1.2** Branddauer  $t_v$  als Funktion der Vergleichsbrandmenge  $M_v$ , gültig für die Versuchseinrichtung der MPA Nordrhein-Westfalen in Dortmund, die als Normbrandraum dient.

Zieht man die Konsequenzen aus der Dobbernackschen Kritik, die im Übrigen von einer Reihe von Fachleuten einmütig geteilt wird, so bedeutet das, dass einerseits eine Bewertung von  $m_i$ -Faktoren anhand der Ergebnisse der in großen Versuchsräumen durchzuführenden Brandexperimente mit Vergleichs- und Versuchsstoffen vorzunehmen ist, und andererseits die Gewichtung der dynamischen Entwicklung der Brände mit Hilfe des  $k_{i,i}$ -Faktors auf den Prüfstand gehört.

In der vorliegenden Arbeit werden hierzu Ergebnisse von Brandexperimenten mit Vergleichs- und Versuchsstoffen vorgestellt und diskutiert. Es wird aufgezeigt, inwieweit die Ergebnisse zum Abbrandverhalten von Produktions- und Lagergütern auch von der Größe eines Brandraums abhängen. Falls eine solche Abhängigkeit besteht – und viele Versuchsergebnisse, die im Rahmen eigener als auch früherer Versuchsreihen gewonnen wurden, deuten darauf hin – ist die Übertragbarkeit der im Brandraum nach DIN 18230, Teil 2 gewonnenen Ergebnisse zur rechnerischen Ermittlung der Brandbelastung von großen Brandbekämpfungsabschnitten nach Teil 1 dieser DIN-Norm grundsätzlich neu zu bewerten. Wie bei Steinert [5] diskutiert, sind auch die Ergebnisse von Brandsimulationen in die Bewertung einzubeziehen.

## 2 Zur Kalibrierung von großen Versuchsräumen

Der im Teil 2 der DIN 18230 festgelegte Standard, der bei der Kalibrierung des genormten Versuchsräum unverzichtbar ist, beinhaltet im Wesentlichen folgendes:

- Das Vergleichselement wird bei Befuerung der Brandraumdecke mit Ölgebläsebrennern nach der Einheits-Temperaturzeitkurve entsprechend DIN 4102, Teil 2 kalibriert, indem der Temperaturverlauf in dem Vergleichselement an der nach DIN 18230, Teil 2 vorgeschriebenen Messstelle ermittelt wird. Dieser Temperaturverlauf ist die Bezugskurve zur Ermittlung der Vergleichsbranddauer.
- Zur Kalibrierung der Versuchseinrichtung sind Brandversuche mit dem Vergleichsstoff (Fichtenholzkrippen) auszuführen. Die Brandmengen sind bei den einzelnen Versuchen in Stufen von  $15 \text{ kg m}^{-2}$  zu variieren, wobei zu jeder Brandlaststufe mindestens drei Einzelversuche durchzuführen sind. Die dabei zu ermittelnde Funktion

$$t_{am} = f(M_v) \quad (1.8)$$

ist aus den Mittelwerten der Versuchsergebnisse der Brandmengenstufen zu berechnen bzw. aufzuzeichnen.

Bei der Versuchsdurchführung ist unmittelbar nach der Zündung ein auf alle Zuluftöffnungen gleichmäßig verteilter Zuluftstrom zu gewährleisten. Dieser beträgt  $500 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ . Um einen konstanten und messbaren Luftstrom sicherzustellen, ist während des Versuches durch Regelung der Abluft im Abgaskanal der Überdruck im Brandraum in der Nähe der Brandkammertür auf 0 bis 10 Pa zu halten. Zur Bewertung des Abbrandes während des Versuches sind die volumetrischen Konzentrationen von  $\text{O}_2$ ,  $\text{CO}_2$  und  $\text{CO}$  im Abgaskanal zu messen. Falls beim Versuch der volumetrische Sauerstoffanteil unter 3 % fällt, ist der Zuluftstrom bis maximal  $1500 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$  zu erhöhen. Fällt der Sauerstoffanteil für mehr als 2 min unter 3 %, ist der Versuch zu verwerfen.

- Das Versuchsmaterial ist in praxisüblicher Lagerungsdichte auf einer Fläche von  $1 \times 1 \text{ m}^2$  in der Brandraummitte einzubringen.

- Für die Zündung des Versuchsmaterials ist eine Zündquelle vorzusehen, deren Abbrand an einem Thermoelement in einer Tiefe von 50 mm im Vergleichselement keine Temperaturerhöhung von mehr als 5 K erzeugt.

Da auch die Versuchsdurchführung mit Zwangsventilation umstritten ist, soll an dieser Stelle Bezug zu den Erläuterungen zur DIN 18230, Teil 2 hergestellt werden. Wie in diesen Erläuterungen dargelegt, ist aus zahlreichen Modellbrandversuchen in Räumen bekannt, dass zumindest 50 % der Brandlast mit konstanter Abbrandgeschwindigkeit, d.h. unter näherungsweise konstanten Ventilationsbedingungen verbrennen. Lediglich in den Phasen des Brandbeginns und des Brandendes ist die Abbrandgeschwindigkeit und damit die Ventilation sehr stark zeitabhängig. Es wurde daher bei der Prüfung nach dieser DIN-Norm für vertretbar gehalten, aus Gründen vergleichbarer Versuchsbedingungen mit Zwangsventilation zu arbeiten. Als Größe der Luftzufuhr wurde hierfür der 60fache Luftwechsel je Stunde gewählt, der beim Vergleichsstoff etwa zu maximalen äquivalenten Branddauern führt. Bei Brandverläufen mit erhöhtem Luftbedarf wird durch Erhöhung des Zuluftstroms sichergestellt, dass der Brand nicht durch Sauerstoffmangel behindert wird. Damit wird angestrebt, das Szenarium eines vollentwickelten brandlastgesteuerten Brandes zu simulieren.

Im Falle großer Brandräume sind diese Forderungen nicht immer einzuhalten. So ist z.B. die Kalibrierung von solchen Versuchsräumen gemäß DIN 4102, Teil 2 – wenn überhaupt – nur mit erheblichem Aufwand zu realisieren. Weiterhin werden die Brandmengen bei den einzelnen Versuchen in weitaus größeren Stufen vorgenommen (siehe z.B. [3]), und zu jeder Brandlaststufe wird oftmals nur ein Versuch durchgeführt. Eine Zwangsventilation, wie sie z.B. mit  $6000 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$  für die kleine Brandhalle der MPA Nordrhein-Westfalen verwirklicht wurde (siehe [3]), erfordert ebenfalls einen beträchtlichen technischen Aufwand, der sich in einer Zeit der finanziellen Engpässe kaum noch realisieren lässt und – siehe die Dobbernackschen Kritikpunkte – unter Umständen auch nicht wünschenswert erscheint, sodass Experimente mit Vergleichs- und Versuchsstoffen in großen Brandräumen im Allgemeinen unter den Bedingungen einer natürlichen Ventilation durchgeführt werden. Die Art der Zündung des Versuchsmaterials lässt eine größere Variation zu, weil eine Temperaturerhöhung im Vergleichselement von mehr als 5 K in großen Brandräumen schon eine beträchtliche Menge an Zündenergie erfordert. Es ist daher unumgänglich, die Frage zu beantworten, inwieweit sich diese Abweichungen von den Forderungen der DIN 18230, Teil 2 bereits in den Ergebnissen von Experimenten niederschlugen, die in großen Brandräumen stattfanden. Wir wollen diese Frage anhand der Ergebnisse eigener sowie früherer Versuchsreihen anderer Forschungs- und Prüfungseinrichtungen beantworten.

### 2.1 Ergebnisse zur Kalibrierung des großen Brandraums der MFPA Leipzig e. V.

Der zu kalibrierende große Brandraum der MFPA Leipzig e. V. in Laue umfasst ein Volumen von etwa  $174 \text{ m}^3$  und ist folglich 22-mal größer als der genormte Brandraum, der von der MPA Nordrhein-Westfalen verwendet wird. Wie zuvor diskutiert, mussten bei der Kalibrierung des Brandraums in Laue ebenfalls einige Abstriche gemacht werden. So wurde z.B. die Variation der Menge des Vergleichsstoffes – in Anlehnung an die Arbeit

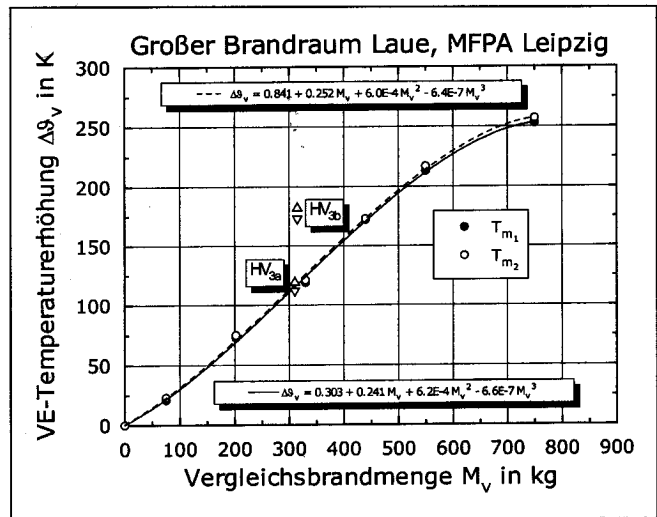
von Überall et al. [3] – in erheblich größeren Schritten vorgenommen (siehe Bild 2.1). Die Kalibrierungsversuche fanden unter natürlichen Ventilationsbedingungen statt, wobei die Luftzufuhr während der Versuche im Mittel zumindest dem in Teil 2 der DIN 18230 genannten Wert von 60 Luftwechsel je Stunde entsprach. Bei allen Kalibrierungsversuchen wurde strikt darauf geachtet, dass die Brände brandlastgesteuert verliefen (siehe auch [8]).

Ergebnisse der Kalibrierungsversuche sind in den Bildern 2.1 und 2.2 dargestellt. Wie die Bilder veranschaulichen, existiert zwar für das betrachtete Intervall von 0 bis 750 kg eine eindeutige Beziehung zwischen der Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_v$  und dem Vergleichsstoff  $M_v$ , wie sie in Bild 1.1 dargestellt ist und von Gleichung (1.8) verlangt wird, aber nicht zwischen der Branddauer  $t_v$  und  $M_v$ . Wie Bild 1.2 belegt, existiert letztere für den genormten Brandraum, und diese lässt sich sehr gut durch ein Polynom 3. Grades anpassen. Das Fehlen einer solchen eindeutigen Beziehung zwischen  $t_v$  und  $M_v$  ist einer der beiden Hauptgründe, weswegen das Heranziehen des Formelwerks der DIN 18230, Teil 2 zur Berechnung von  $m_i$ -Faktoren im Falle großer Brandräume wie dem der MFPA Leipzig e. V. in Laue fragwürdig erscheint.

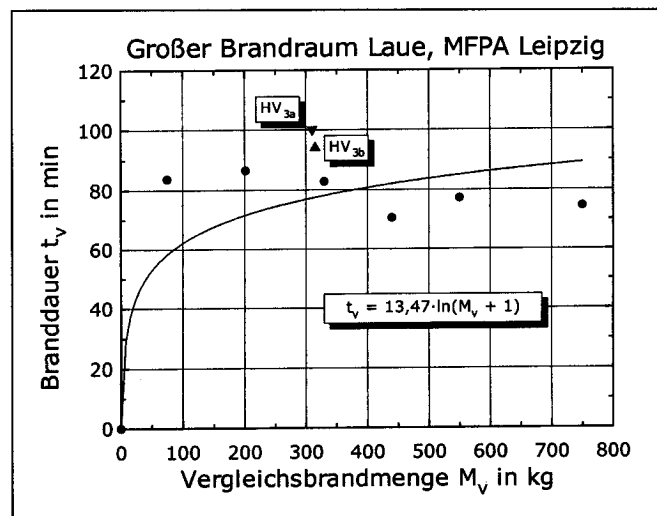
Weitere Untersuchungen wurde hinsichtlich der Ähnlichkeit der Brandverläufe vorgenommen. Hierzu wurden z. B. die Temperaturerhöhungen im Vergleichselement (VE) der verschiedenen Versuche normiert. Ergebnisse hierzu sind in Bild 2.3 dargestellt. Wie man diesem Bild entnehmen kann, verlaufen die Kurven der normierten VE-Temperaturerhöhungen der Kalibrierungsversuche sehr ähnlich und liegen eng beieinander, was als ein Maß für die Güte der durchgeführten Kalibrierungsversuche dienen mag. Die zeitlich bedingten Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Kalibrierungsversuche und denen der Versuche HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub>, die in Ergänzung zum Versuch HV<sub>3</sub> durchgeführt wurden, sind insbesondere auf merkliche Änderungen der Zündung (HV<sub>3a</sub>) sowie der Ventilation (HV<sub>3b</sub>) zurückzuführen. Trotz der gezielt vorgenommenen merklichen Änderung von Versuchsbedingungen sind die Kurvenverläufe von HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub> denen der Kalibrierungsversuche sehr ähnlich. Wir dürfen also davon ausgehen, dass unsere Kalibrierungsversuche – trotz der natürlichen Ventilation – den Anforderungen vollauf genügen, die man an die Kalibrierung eines Versuchsraums stellen muss.

## 2.2 Ergebnisse zur Kalibrierung anderer großer Brandräume

Bild 2.4 veranschaulicht, dass der Anstieg von  $\Delta\vartheta_v$  bei Zunahme von  $M_v$  im Falle des großen Brandraums der MFPA Leipzig e. V. in Laue erheblich flacher verläuft als im Falle des Normbrandraums, was im Übrigen auch für die aufgelisteten Brandräume anderer Forschungs- und Prüfungseinrichtungen gilt und auch nicht verwunderlich ist, weil mit zunehmender Brandraumgröße die gleiche Wärmebeaufschlagung des als Bauteil verwendeten Vergleichselements nur durch erhöhte Energiefreisetzung erreicht werden kann. Auch im Falle dieser Brandräume existieren keine hinreichenden Bedingungen (siehe Bilder 2.5–2.7), sodass dieser »Mangel« nicht nur dem großen Brandraum in Laue anzulasten ist. Da die in Bild 2.7 dargestellten Versuchsergebnisse der MPA Nordrhein-Westfalen auf einer Zwangsventilation von 6000 m<sup>3</sup> h<sup>-1</sup> beruhen, was etwa 100 Luftwechsel je Stunde entspricht (vgl. [3]),



**BILD 2.1** Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_v$  im Vergleichselement als Funktion der Vergleichsbrandmenge  $M_v$ . Die Größen  $T_{m1}$  und  $T_{m2}$  kennzeichnen die beiden Messstellen im Vergleichselement, die sich in 50 mm Abstand von seiner unteren Begrenzungsfläche befinden und mit deren Hilfe unter anderem die horizontal-gleichmäßige Erwärmung des Vergleichselements überprüft wird. Die mit HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub> gekennzeichneten Werte stammen aus Abbrandversuchen mit Fichtenholzkrippen, die in Ergänzung zu HV<sub>3</sub> durchgeführt und bei denen die Versuchsbedingungen im Vergleich zu denen der Kalibrierungsversuche hinsichtlich der Ventilation und der Zündung merklich geändert wurden.



**BILD 2.2** Branddauer  $t_v$  als Funktion der Vergleichsbrandmenge  $M_v$ , gültig für den großen Brandraum der MFPA Leipzig e. V. in Laue. Die mit HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub> gekennzeichneten Werte stammen aus Abbrandversuchen mit Fichtenholzkrippen, bei denen die Versuchsbedingungen im Vergleich zu denen der Kalibrierungsversuche hinsichtlich der Ventilation und der Zündung merklich geändert wurden.

lässt sich die starke Streuung der Ergebnisse in den  $t_v$ - $M_v$ -Diagrammen der in Bild 2.4 aufgelisteten Brandräume auch nicht auf eine natürlichen Ventilation zurückführen, wie sie bei den Versuchen zur Kalibrierung des großen Brandraums der MFPA Leipzig e. V. vorherrschte. Offensichtlich geht die eindeutige Beziehung zwischen  $t_v$  und  $M_v$  bei Zunahme des Brandraumvolumens verloren, wofür auch die starke Streuung der Messergebnisse als Indiz dienen mag. Da der Beiwert  $k_{v,i}$  für den Normbrandraum empirisch ermittelt wurde, ist eine Übertragbarkeit des Bei-

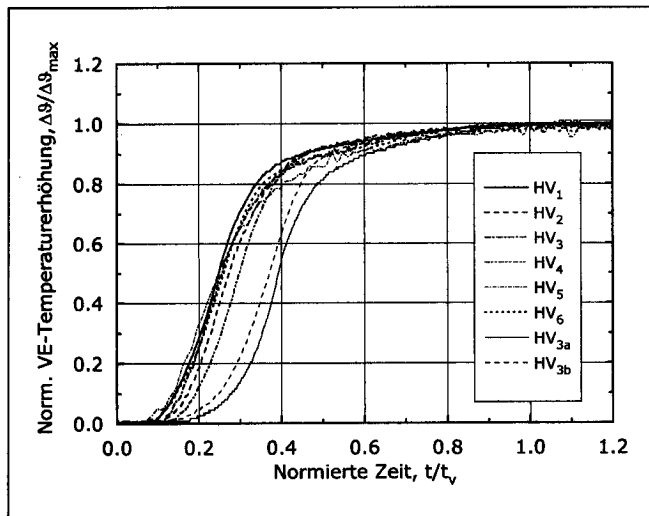


BILD 2.3 Temperaturerhöhung  $\Delta\theta$  im Vergleichselement (VE) als Funktion der Zeit  $t$ . Beide Größen sind für alle Versuche mit Fichtenholzkrippen in normierter Form dargestellt.

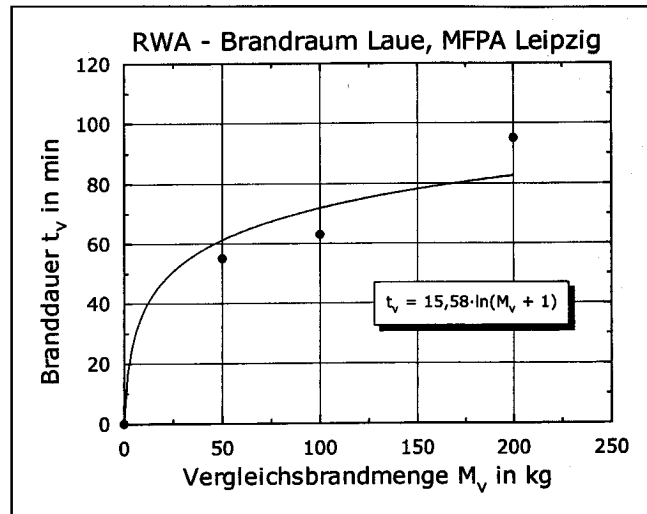


BILD 2.5 Wie in Bild 1.2, aber für den RWA-Brandraum der MFPA Leipzig e. V. in Laue (entnommen aus [9]). Die Versuche wurden mit natürlicher Ventilation durchgeführt.

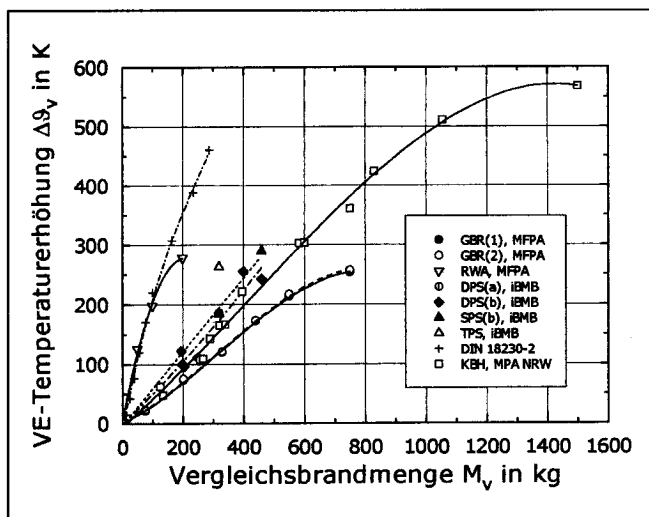


BILD 2.4 Temperaturerhöhung  $\Delta\theta_v$  im Vergleichselement als Funktion der Vergleichsbrandmenge  $M_v$  für verschiedene Brandräume mit unterschiedlichem Volumen  $V$ : GBR = großer Brandraum der MFPA Leipzig e. V. ( $V = 174 \text{ m}^3$ ); RWA = RWA-Brandraum der MFPA ( $V = 29 \text{ m}^3$ ); DPS(a) = Deckenprüfstand a des iBMB, TU Braunschweig ( $V = 71 \text{ m}^3$ ); DPS(b) = Deckenprüfstand b des iBMB ( $V = 78 \text{ m}^3$ ); SPS(b) = Stützenprüfstand b des iBMB ( $V = 40 \text{ m}^3$ ); TPS = Tresorprüfstand des iBMB ( $V = 32 \text{ m}^3$ ); DIN 18230-2 = Normbrandraum der MPA Nordrhein-Westfalen (NRW) in Dortmund ( $V = 8 \text{ m}^3$ ); KBH = kleine Brandhalle der MPA NRW ( $V = 62 \text{ m}^3$ ).

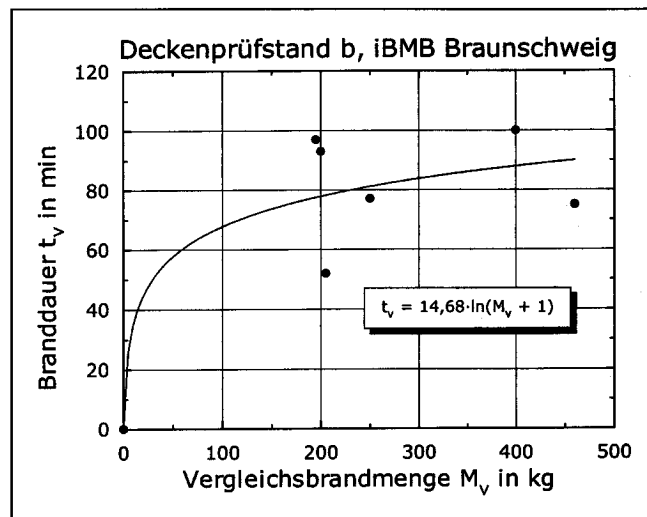


BILD 2.6 Wie in Bild 1.2, aber für den Deckenprüfstand b des iBMB der TU Braunschweig (entnommen aus [10]). Die Versuche konnten nur bedingt mit natürlicher Ventilation durchgeführt werden.

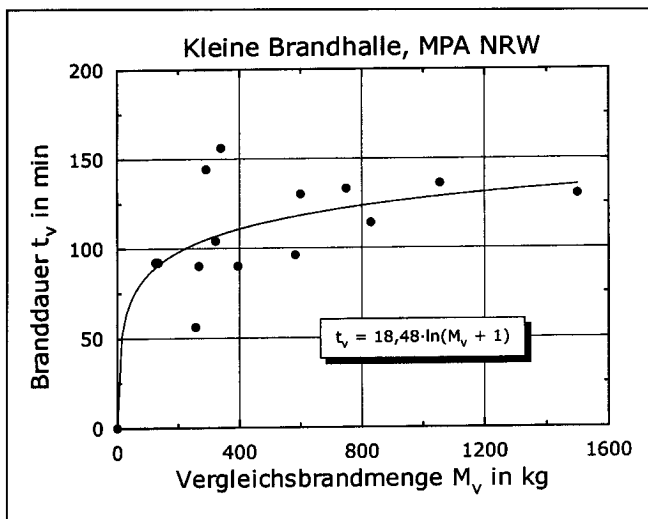
wertes auf andere Brandräume, die sich sowohl in der  $\Delta\theta_v$ - $M_v$ -Charakteristik als auch in der  $t_v$ - $M_v$ -Beziehung stark vom Normbrandraum unterscheiden, nicht empfehlenswert. Somit ist die Dobbernacksche Kritik hinsichtlich des Beiwertes  $k_{t,i}$  sicherlich gerechtfertigt.

### 3 Ergebnisse von Versuchen mit Kartonage und Half fett-Margarine

Im Mittelpunkt unserer Versuche zum Abbrandverhalten von typischen Produktions- und Lagergütern standen auf Euro-Paletten horizontal gelagerte Kartonage hoher Lagerungsdichte sowie in handelsüblichen Bechern

verpackte Half fett-Margarine auf Paletten. Für beide Stoffe sind zwar bereits im Beiblatt 1 zu DIN 18230, Teil 1 Werte für den Abbrandfaktor  $m_i$  aufgelistet, die allerdings mit gewissen Unsicherheiten behaftet sind. So wird z. B. für Margarine mit mindestens 15 % Wassergehalt bei einer Lagerungsdichte von 100 % ein Wert von  $m_i = 0,2$  empfohlen, wohingegen der gleichen Margarine bei Lagerung auf Holzpaletten mit einer Lagerungsdichte von 40–60 % ein Wert von  $m_i = 2,0$  zugeordnet wird. Da der Wassergehalt bei Half fett-Margarine garantiert höher ist als 15 % und bei unseren Versuchen das Brandverhalten dieses Versuchsstoffes eher schwach entwickelt war (siehe Bild 3.2), ist der hohe Wert von  $m_i = 2,0$  nicht nachvollziehbar. Bei Kartonage schwankt der Abbrandfaktor von  $m_i = 0,2$  bei 100 % Lagerungsdichte bis  $m_i = 0,4$  für lose horizontale Lagerung bei 20 % Lagerungsdichte.

Zunächst wurden Versuche mit den zuvor genannten Versuchsstoffen selbstverständlich unter den gleichen Bedingungen durchgeführt, wie sie auch bei den Kalibrie-



**BILD 2.7** Wie in Bild 1.2, aber für die kleine Brandhalle der MPA Nordrhein-Westfalen in Dortmund (entnommen aus [3]). Die Versuche wurden mit einer Zwangsbelüftung von  $6000 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$  durchgeführt.

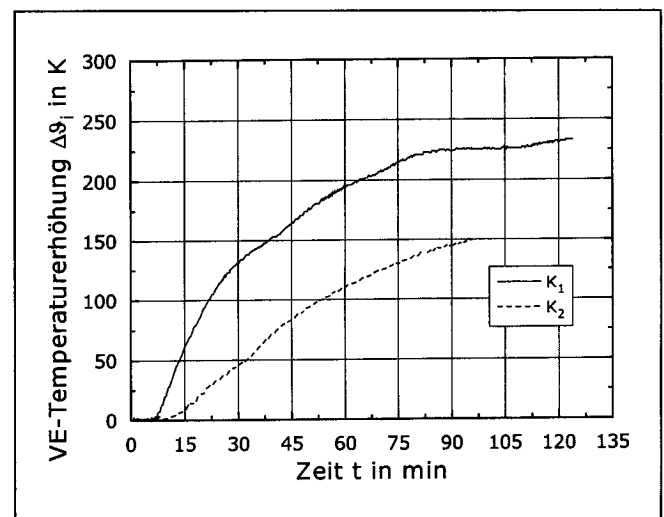
rungsversuchen vorherrschten, um die Vergleichbarkeit der Versuchs- und Kalibrierungsergebnisse zu gewährleisten. Erst danach wurden Variationen hinsichtlich der Lagerungsart (z.B. Untersuchung zum Feuerübersprung bei Kartonage) sowie der Ventilation vorgenommen. Folglich sind nicht nur die Ergebnisse der verschiedenen Versuche mit ein und demselben Versuchsstoff miteinander vergleichbar, sondern es existiert auch der Bezug zur Kalibrierung des Versuchsraums. Angaben zur Menge und Anordnung der verschiedenen Versuchsstoffe sowie der Zündung enthält [8]. Ergebnisse der Versuche mit Kartonage und Half fett-Margarine sind in den Bildern 3.1 und 3.2 veranschaulicht.

Obwohl auch bei den Kartonagenversuchen  $K_1$  und  $K_2$  das Brandraumtor geöffnet war, fiel beim Versuch  $K_1$  der volumenbezogene Sauerstoffanteil im Brandraum unter 3 %, allerdings für weniger als 1,5 min, sodass der Versuch nach Teil 2 der DIN 18230 gewertet werden darf. Der Verlauf der volumetrischen Konzentrationen im Brandraum, der während des Kartonagenversuchs  $K_2$  zum Brandverhalten bei Feuerübersprung beobachtet wurde, unterschied sich deutlich von dem des Versuchs  $K_1$  (siehe auch [8]). Wegen der vom Feuer zu überwindenden Abstände zwischen den einzelnen Palettenanordnungen kam es beim Versuch  $K_2$  zu einer merklichen Verzögerung in der Brandentwicklung, die sich aber nicht nur in den unterschiedlichen Verläufen der volumetrischen Konzentrationen, sondern auch in den in Brandraum und Schornstein vorherrschenden Gastemperaturen sowie in den Temperaturerhöhungen  $\Delta\vartheta_i$  im Vergleichselement (siehe Bild 3.1) und in den Abbrand- bzw. Energiefreisetzungsraten widerspiegelte.

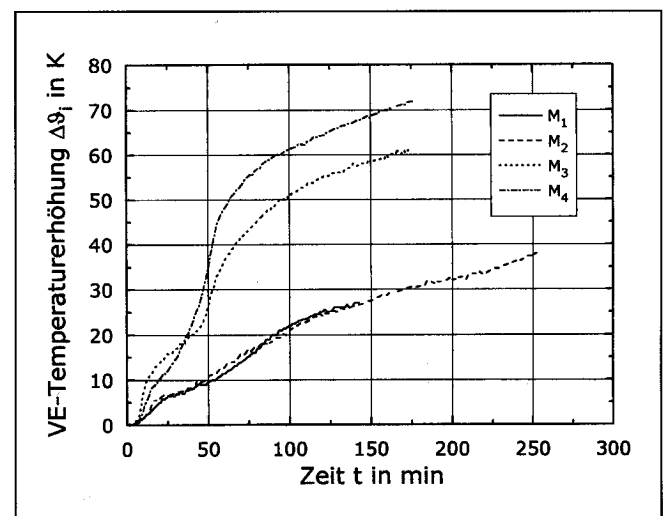
Die bei den Versuchen mit Half fett-Margarine auf Paletten beobachteten Temperaturerhöhungen  $\Delta\vartheta_i$  im Vergleichselement sind in Bild 3.2 veranschaulicht. Es ist zunächst festzuhalten, dass in keinem der Versuche mit Half fett-Margarine auf Paletten das Maximum von  $\Delta\vartheta_i$  innerhalb von 2,5 h erreicht wurde. Während die Versuche  $M_1$  und  $M_3$  unter nahezu gleichen Bedingungen wie die Kalibrierungsversuche durchgeführt wurden, wobei nur die Art der Zündung unter Berücksichtigung der Ergebnisse von

Vorversuchen zum Brandverhalten dieses Versuchsstoffes etwas geändert werden musste, fanden die Versuche  $M_2$  und  $M_4$  unter demgegenüber merklich geänderten Ventilationsbedingungen (Brandraumtor zu 40 % geschlossen) statt. Trotz der unterschiedlichen Ventilationsbedingungen verliefen die Versuche  $M_1$  und  $M_2$  sehr ähnlich, was sich auch im Verlauf der in Bild 3.2 dargestellten  $\Delta\vartheta_i$ -t-Kurven widerspiegelt.

Während sich also die unterschiedlichen Ventilationsbedingungen auf die Ergebnisse der Versuche  $M_1$  und  $M_2$  nur geringfügig auswirkten, führte die Erhöhung der Versuchs menge von etwa 970 kg der Versuche  $M_1$  und  $M_2$  auf etwa 1940 kg der Versuche  $M_3$  und  $M_4$  bei unterschiedlichen Ventilationsbedingungen auch zu erwähnenswerten Unterschieden, nicht nur in den in Brandraum und Schornstein herrschenden Gastemperaturen, sondern auch in den Temperaturerhöhungen im Vergleichselement (siehe



**BILD 3.1** Temperaturerhöhung  $\Delta\vartheta_i$  im Vergleichselement (VE) als Funktion der Zeit  $t$  im Falle der auf Euro-Paletten horizontal gelagerten Kartonage.



**BILD 3.2** Wie in Bild 3.1, aber für Half fett-Margarine auf Paletten. Die Versuche  $M_1$  und  $M_3$  wurden unter nahezu gleichen Bedingungen durchgeführt wie die Kalibrierungsversuche, wobei nur die Art der Zündung etwas geändert werden musste. Bei den Versuchen  $M_2$  und  $M_4$  wurden die Ventilationsbedingungen im Vergleich zu den Versuchen  $M_1$  und  $M_3$  merklich geändert (Brandraumtor zu 40 % geschlossen).

Bild 3.2) sowie in den zusätzlich als Bauteile verwendeten Beton- und Stahl-Prüfkörpern (siehe auch [8]).

**4 Zur Berechnung des Abbrandfaktors  $m_i^*$**

Wie bereits in Abschnitt 2 erläutert, ergab die Auswertung der Kalibrierungsversuche des großen Brandraums der MFPA Leipzig e. V. in Laue und die Bewertung der Ergebnisse früherer Versuchsreihen anderer Forschungs- und Prüfungseinrichtungen, dass die eine Übernahme des genormten Berechnungsverfahrens (siehe DIN 18230, Teil 2) zur Bestimmung von  $m_i^*$ -Faktoren nicht zu empfehlen ist. (Die Kennzeichnung des Abbrandfaktors durch den Stern soll verdeutlichen, dass dieser Wert nicht auf Versuchsergebnissen beruht, die mit Hilfe des genormten Versuchsraum gewonnen wurden.) Um dennoch zuverlässige  $m_i^*$ -Faktoren anhand der in Laue durchgeführten Experimente mit Vergleichs- und Versuchsstoffen herleiten zu können, wurden folgende Berechnungsgrundlagen getestet, die auf der aus dem Massenverlust ermittelten Abbrandrate beruhen: Ausgehend von der linearen Pyrolyse-Differentialgleichung (z. B. [2]; [11]; [12])

$$\frac{dM}{dt} = -k M, \tag{4.1}$$

mit der die Zersetzung von reinen Feststoffen bzw. Gasen der Masse  $M$  in einfacher Form beschrieben werden kann, erhält man für einen zeitlich invarianten Pyrolysekoeffizienten  $k$

$$M_t = M_0 \exp(-k t). \tag{4.2}$$

Hierin sind  $M_t$  und  $M_0$  die Werte der Brennstoffmasse zu den Zeitpunkten  $t$  und  $t_0 = 0$  (Versuchsbeginn). Die durch Pyrolyse bewirkte zeitliche Massenänderung,  $dM/dt$ , z. B. nach Gleichung (4.1), wird in der vorliegenden Arbeit als Pyrolyserate bezeichnet. Falls  $k$  tatsächlich zeitlich invariant wäre, ergäbe sich für diesen Koeffizienten  $k = \tau^{-1}$ . Hierin ist  $\tau$  der Zeitpunkt, zu dem gilt:  $M = M_0/e \approx 0,368 M_0$ . Er wird üblicherweise als charakteristische Zeit bzw. Zeit-»Scale« bezeichnet. Im Falle der Brandversuche mit Kartonage und Halbfett-Margarine konnte ein einem Exponentialansatz folgender Massenverlust beobachtet werden (siehe Bilder 4.1 und 4.2). Allerdings deuten diese Beobachtungsergebnisse darauf hin, dass nur ein Teil der Masse  $M_0$  vom Pyrolyseprozess erfasst wurde. Folglich ist Gleichung (4.1) entsprechend anzupassen. Man erhält (siehe z. B. [12]):

$$\frac{dM}{dt} = -k (M - M_R), \tag{4.3}$$

wobei  $M_R$  der nicht durch Pyrolyse umgewandelte Teil der Vergleichs- oder Versuchsmasse ist. Die Integration dieser Gleichung liefert wiederum für einen zeitlich invarianten Pyrolysekoeffizienten:

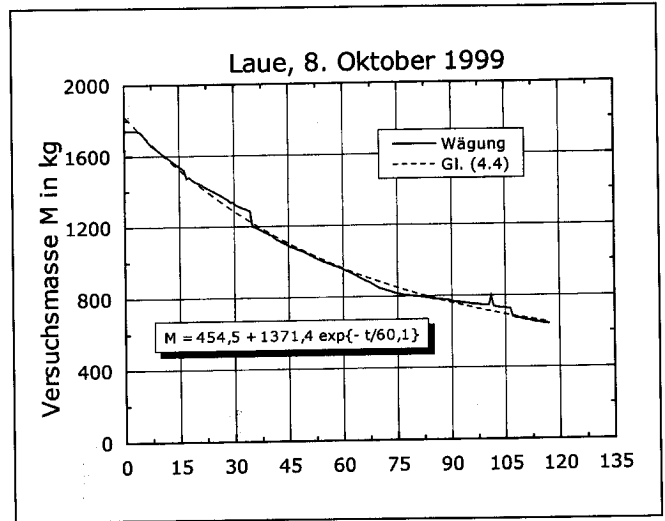


BILD 4.1 Zeitliche Änderung der Versuchsmasse während des Versuchs K<sub>1</sub> (auf Euro-Paletten horizontal gelagerte Kartonage) als Folge des Verbrennungsprozesses.

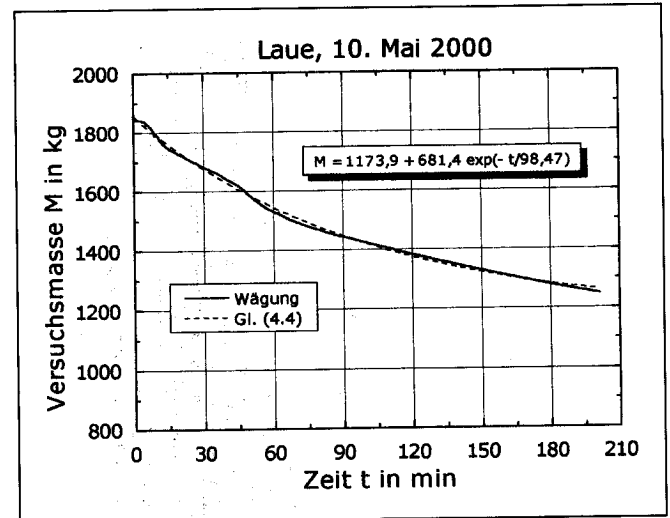


BILD 4.2 Wie in Bild 4.1, allerdings für Halbfett-Margarine auf Paletten (Versuch M<sub>2</sub>).

$$M_t = M_R + (M_0 - M_R) \exp(-k t). \tag{4.4}$$

Die in den Bildern 4.1 (Kartonage auf Euro-Paletten) und 4.2 (Halbfett-Margarine auf Paletten) dargestellten Ergebnisse sind zusammen mit den Ergebnissen weiterer Versuche in Tabelle 4.1 aufgelistet. Es fällt direkt auf, dass das Ergebnis des Versuchs K<sub>2</sub> zum Brandverhalten von Kartonage bei Feuerübersprung zwar durch einen Exponentialansatz mathematisch ausgezeichnet beschrieben werden kann, allerdings entspricht dieser Ansatz nicht der Gleichung (4.4).

Versuchsstoff	$M_R$ (kg)	$M_0 - M_R$ (kg)	$\tau$ (min)	$\chi^2$
Kartonage, Versuch K <sub>1</sub>	454,5	1371,4	60,1	560,5
Kartonage, Versuch K <sub>2</sub>	72,0	2138,7	114,6	324,4
Halbfett-Margarine, Versuch M <sub>1</sub>	513,1	389,8	125,5	44,8
Halbfett-Margarine, Versuch M <sub>2</sub>	392,6	471,8	159,2	8,2
Halbfett-Margarine, Versuch M <sub>3</sub>	1125,9	705,2	120,2	124,5
Halbfett-Margarine, Versuch M <sub>4</sub>	1173,9	681,4	98,5	72,1

TABELLE 4.1 Ergebnisse von Experimenten mit Versuchsstoffen, der Gleichung (4.4) entsprechend aufgelistet. Die Größe  $\chi^2$  gibt den Wert des  $\chi^2$ -Anpassungstests wider.

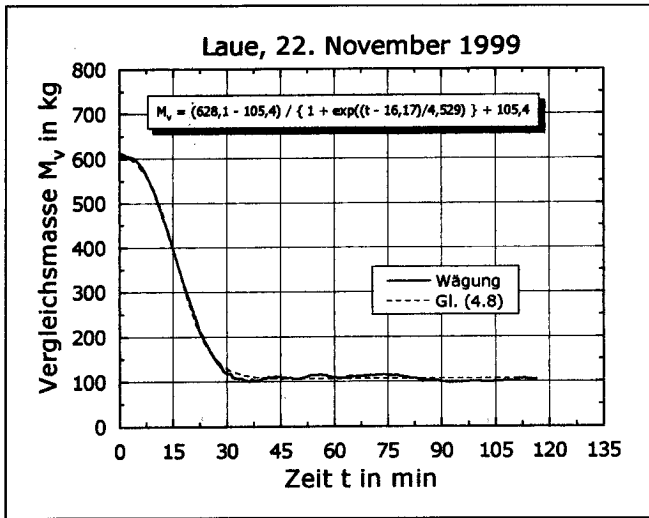


BILD 4.3 · Wie in Bild 4.1, allerdings für den Fichtenholzkippen-Versuch HV<sub>2</sub>.

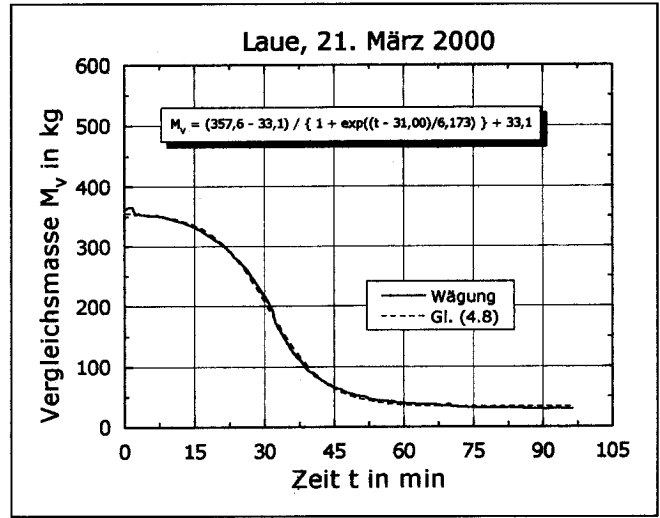


BILD 4.4 · Wie in Bild 4.1, allerdings für den Fichtenholzkippen-Versuch HV<sub>3a</sub>.

Das in Bild 4.3 dargestellte typische Ergebnis eines Kalibrierungsversuchs belegt, dass im Falle von Fichtenholzkippen ein so einfacher Zusammenhang, wie er durch Gleichung (4.4) beschrieben wird, nicht existiert. Hinzu kommt, dass die Maxima der Abbrandraten,  $-dM/dt$  (d. h., der negative Wert der Pyrolyserate), bei Holzversuchen nicht zum Zeitpunkt  $t = 0$  auftreten, wie es die Gleichungen (4.1) und (4.3) suggerieren. Offensichtlich ist der Pyrolysekoeffizient im Allgemeinen als eine Funktion der Zeit aufzufassen. Drückt man z. B. diesen Koeffizienten durch die Arrhenius-Gleichung

$$k = A \exp\left(-\frac{E_A}{R T}\right) \quad (4.5)$$

aus, worin A eine Konstante,  $E_A$  die Aktivierungsenergie, R die universelle Gaskonstante und T die absolute Temperatur sind, so ergibt sich über die Abhängigkeit der Temperatur von der Zeit ebenfalls eine Abhängigkeit des Pyrolysekoeffizienten von der Zeit. Unter Berücksichtigung dieses Sachverhalts liefert die Integration von Gleichung (4.3)

$$M_t = M_R + (M_0 - M_R) \exp\left(-\int_0^t k(T(t')) dt'\right). \quad (4.6)$$

Es ist offensichtlich, dass der Integralausdruck in Gleichung (4.6) nur noch numerisch gelöst werden kann, wobei der beobachtete zeitliche Verlauf der Gastemperatur im Brandbereich in die Berechnung des Integrals einzubeziehen ist. Mit einem Pyrolysekoeffizienten gemäß Gleichung (4.5) liefern die Gleichungen (4.1) und (4.3) auch ein Maximum der Abbrandrate,  $-dM/dt$ , für  $t > 0$ . Dieses wird dann erreicht, wenn gilt:

$$\frac{dM}{dT} = -\frac{E_A}{R T^2} (M - M_R). \quad (4.7)$$

Wegen der chemischen Komplexität, die selbst mit den relativ einfachen Bränden von Fichtenholzkippen verknüpft ist und die Zuordnung und Interpretation von Messdaten erheblich erschwert, ist Gleichung (4.6) ohne das Vorliegen vertrauenswürdiger Werte für A und  $E_A$  kaum anzuwenden [11]. Die in den Bildern 4.3 und 4.4 veranschaulichte  $M_v$ -t-Funktion, die mit Hilfe eines nichtlinearen Ausgleichsverfahrens hergeleitet wurde, soll daher als Beleg dafür dienen, dass eine auf der Grundlage der hier

gewonnenen Daten abgeleitete Näherung der Gleichung (4.6) ebenfalls möglich ist. Man erhält hierfür folgende Sig-moidalverteilung:

$$M_t = M_R + \frac{M_0 - M_R}{1 + \exp\{(t - t_0)/\tau\}}. \quad (4.8)$$

Die zeitliche Änderung der Vergleichsmasse infolge des Pyrolyseprozesses ist demnach gegeben durch

$$\frac{dM}{dt} = -\frac{M_0 - M_R}{\tau} \frac{\exp\{(t - t_0)/\tau\}}{\{1 + \exp\{(t - t_0)/\tau\}\}^2}. \quad (4.9)$$

Gleichung (4.9) gewährleistet ebenfalls ein Maximum der Abbrandrate,  $-dM/dt$ , für  $t > 0$ . Diese Gleichung zeichnet sich dadurch aus, dass während der Brandentstehungsphase der Anstieg der Abbrandrate in sehr guter Näherung durch ein Polynom 2. Grades in t beschrieben wird (siehe Bilder 4.5–4.7), und jenseits des Maximums von  $-dM/dt$ , was exakt zum Zeitpunkt  $t = t_0$  auftritt, die Abbrandrate mit  $\exp\{-(t - t_0)/\tau\}$  für  $t \rightarrow \infty$  abnimmt. Die Höhe des Maximums von  $-dM/dt$  wird allein durch  $(M_0 - M_R)/\tau$  festgelegt; denn für  $t = t_0$  ergibt sich grundsätzlich

$$\left. \frac{\exp\{(t - t_0)/\tau\}}{\{1 + \exp\{(t - t_0)/\tau\}\}^2} \right|_{t=t_0} = \frac{1}{4}. \quad (4.10)$$

Die von Hagen [12] – entsprechend der ›fire-design‹-Ansätze – stückweise zusammengesetzte Zeitfunktion der Abbrandrate für Fichtenholzkippenbrände lässt sich also durch Gleichung (4.9) ausreichend genau ersetzen. Der Anstieg der Abbrandrate während der Brandentstehungsphase wird durch ein Polynom 2. Grades in t einer stückweise zusammengesetzte Funktion besser erfasst als durch Gleichung (4.9). Während letztere wegen  $\exp(-t_0/\tau) / \{1 + \exp(-t_0/\tau)\}^2 > 0$  einen Wert von  $-dM_v/dt|_{t=0} = 3.1 \text{ kg min}^{-1}$  aufweist (die Wert der Abweichung vom Nullpunkt hängt vom Verhältnis  $t_0/\tau$  ab), beträgt er bei der stückweise zusammengesetzten Zeitfunktion  $dM_v/dt|_{t=0} = 3.1 \text{ kg min}^{-1}$ , d. h., die Abbrandrate,  $-dM_v/dt$ , ist negativ für  $t = 0$ . Da  $-dM/dt \geq 0$  für  $t \geq 0$  gilt, wird die scheinbar bessere Übereinstimmung durch ein mathematisch mögliches, aber physikalisch unsinniges Ergebnis erreicht. Die Abbrand-

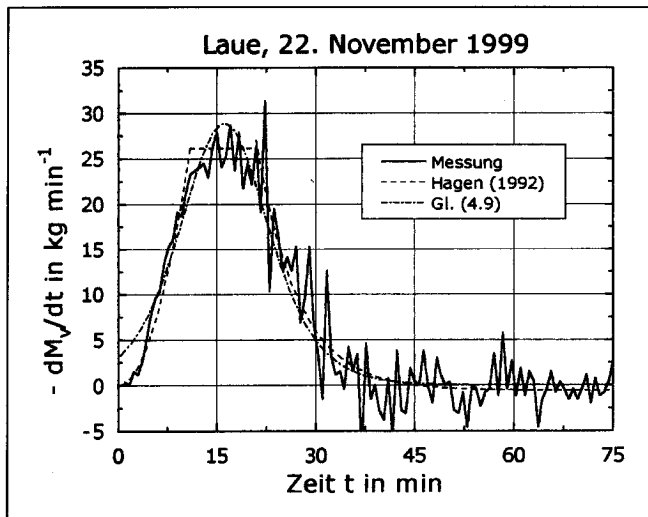


BILD 4.5 Zeitlicher Verlauf der aus dem Massenverlust ermittelten Abbrandrate,  $-dM_v/dt$ , für den Versuch  $VH_2$ .

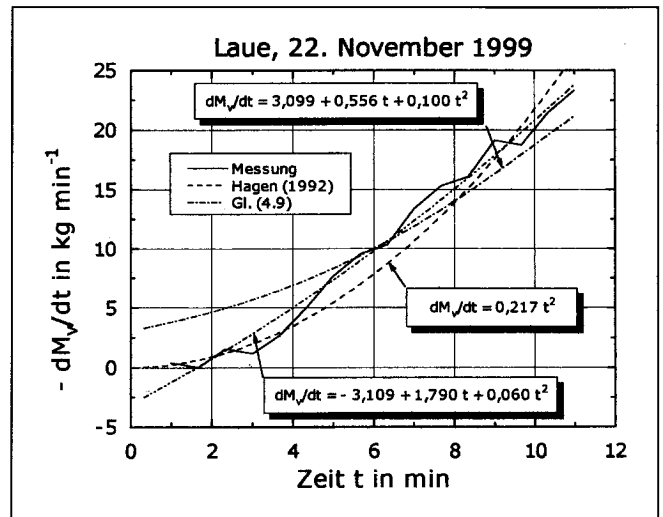


BILD 4.6 Wie in Bild 4.5, aber nur für die Brandentstehungsphase. Außerdem sind die zugehörigen Polynome 2. Grades in  $t$  sowie die  $t^2$ -Abhängigkeit dargestellt.

rate  $-dM/dt$  nach Gleichung (4.9) ist auf jeden Fall positiv-definit, da  $M_0 > M_R$  für  $t \geq 0$ . Das trifft auch dann zu, wenn  $-dM/dt$  in der Brandentstehungsphase – wie z. B. bei Hagen [12] beschrieben – nur als Funktion von  $t^2$  angesetzt wird. Diese Funktion trifft zwar den Nullpunkt exakt, allerdings nur auf Kosten einer vergleichsweise geringeren Übereinstimmung zwischen Ausgleichskurve und Messung während der Brandentstehungsphase.

Ein weiteres Beispiel für die Güte des Ansatzes nach Gleichung (4.9) spiegelt Bild 4.7 wider. Auch in diesem Falle wird die beobachtete Abbrandrate mit Hilfe der Gleichung (4.9) ausreichend genau angenähert. Da bei diesem Versuch das Verhältnis  $t_0/\tau$  vom Betrag her größer ist als das der Versuche  $HV_i$ ,  $i=1, \dots, 6$ , ist die Abweichung vom Nullpunkt zu Beginn des Versuchs  $HV_{3a}$  erheblich geringer als zu Beginn der übrigen Versuche (siehe Bild 4.8). Zur Bewertung von Gleichung (4.9) können im Übrigen auch die Werte des  $\chi^2$ -Anpassungstests herangezogen werden, die in Tabelle 4.2 aufgelistet sind.

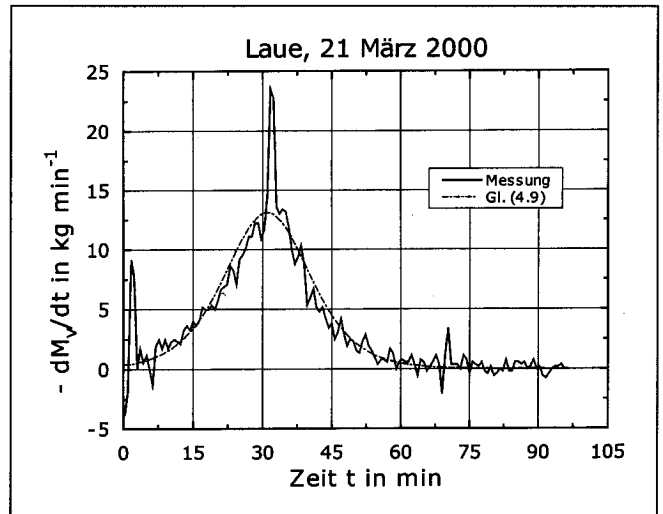


BILD 4.7 Wie in Bild 4.5, aber für den Versuch  $HV_{3a}$ .

Multipliziert man die Abbrandrate mit dem Heizwert  $H_{u,v}$  des Vergleichsstoffes ( $H_{u,v} = 4,8 \text{ kWh kg}^{-1}$ ), so erhält man die aus dem Massenverlust ermittelte Energiefreisetzungsrate, die als wichtige Eingabegröße für Feld- und Zonenmodelle zur Brandsimulation als Funktion der Zeit bereitzustellen ist. Die Ergebnisse aller im großen Brandraum der MFPA durchgeführten Versuche mit Fichtenholzkrippen sind in Bild 4.8 veranschaulicht. Wie man diesem Bild entnehmen kann, treten die Maxima der Energiefreisetzungsrate der Kalibrierungsversuche zwischen 14 min und 17 min auf, ausgenommen der Versuch  $HV_5$  mit einer Menge von 75 kg, dessen Maximum sich bei

etwa 9,8 min befindet. Die genauen Werte sind in Tabelle 4.2 aufgelistet. Dieses atypische Ergebnis, dass für größere Mengen an Fichtenholzkrippen die Maxima der Energiefreisetzungsrate zeitlich nahe beieinander liegen, mag den Verlust der eindeutigen Beziehung zwischen Branddauer  $t_b$  und Vergleichsmasse  $M_v$  für große Brandräume mitbegründen. Es ist jedoch zu vermerken, dass das offensichtlich zu hohe Maximum des Kalibrierungsversuchs  $HV_6$  auf einer Fehlfunktion der Wiegeeinrich-

Vergleichsstoff (Fichtenholzkrippen)	$M_0$ (kg)	$M_R$ (kg)	$\tau$ (min)	$t_0$ (min)	$\chi^2$
Versuch $HV_1$	626,1	144,3	4,326	14,76	91,6
Versuch $HV_2$	628,1	105,4	4,329	16,17	35,7
Versuch $HV_3$	391,1	97,4	5,005	16,66	25,4
Versuch $HV_4$	466,0	104,5	3,578	16,80	57,0
Versuch $HV_5$	164,4	62,9	5,450	9,849	6,3
Versuch $HV_6$	290,3	88,2	3,553	16,44	80,4
Versuch $HV_{3a}$	357,6	33,1	6,173	31,00	14,9
Versuch $HV_{3b}$	366,8	43,8	6,018	32,20	29,6

TABELLE 4.2 Ergebnisse der Kalibrierungsversuche mit Fichtenholzkrippen, der Gleichung (4.8) entsprechend aufgelistet. Die Größe  $\chi^2$  gibt den Wert des  $\chi^2$ -Anpassungstests wider.

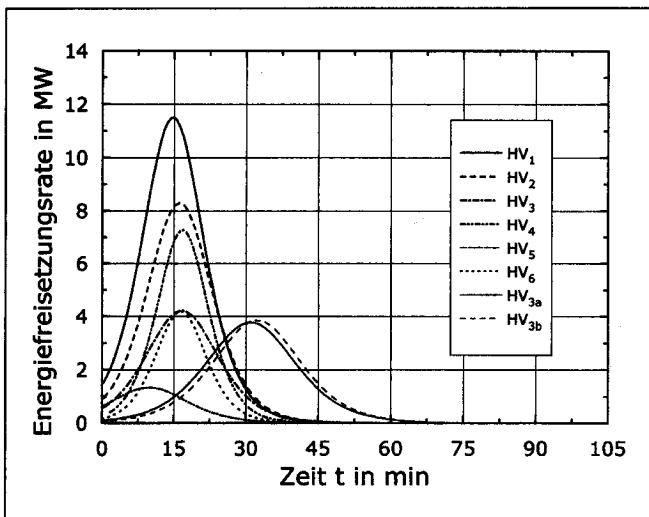


BILD 4.8 Aus den gemessenen Massenverlusten der Versuche mit Fichtenholzkrippen ermittelte idealisierte Energiefreisetzungsraten.

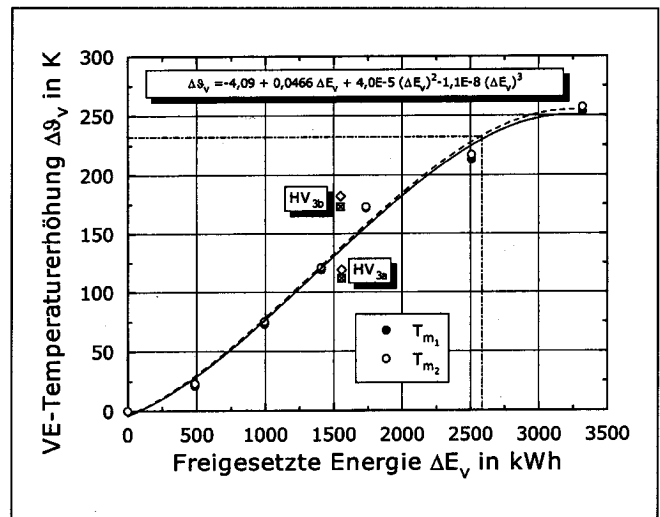


BILD 4.9 Temperaturerhöhung im Vergleichselement als Funktion der über den Massenverlust ermittelten freigesetzten Energie. Die strich-punktierte Linie repräsentiert ein Beispiel für die graphische Ermittlung von  $\Delta E_v$  für eine gemessene Temperaturerhöhung  $\Delta \theta_v$ .

tion bzw. der damit verbundenen Messdatenaufzeichnung beruht.

Die zeitliche Verzögerung in der Brandentwicklung bei den Versuchen  $HV_{3a}$  und  $HV_{3b}$ , die sich bereits in Bild 2.2 andeutete und auf merkliche Änderungen der Ventilation sowie der Zündung zurückzuführen ist (siehe [8]), spiegelt sich auch in Bild 4.8 wider. Die bei diesen Versuchen eingesetzten Mengen sind nahezu identisch mit der Menge des Kalibrierungsversuchs  $HV_3$ . Im Sinne des Regelwerks der DIN 18230, Teil 1 ließe sich eine zeitliche Verzögerung in der Brandentwicklung auf Grund abweichender Ventilationsbedingungen über den Wärmeabzugsfaktor  $w$  und wegen geringer Zündenergie gegebenenfalls über den Zusatzbeiwert  $\alpha_L$  berücksichtigen.

Setzt man nun die Branddauer des bis zum Erreichen des Maximums der Temperaturerhöhung im Vergleichselement als obere Integrationsgrenze an, so ergeben die Gleichungen (4.4) und (4.8) für das Verhältnis der beim Verbrennen von Vergleichs- und Versuchsstoffen freigesetzten Energien

$$\frac{\Delta E_v \Big|_{t=t_v}}{\Delta E_i \Big|_{t=t_i}} = \frac{H_{u,v} (m_{0,v} - m_{R,v}) \frac{\exp\{(t_v - t_{0,v})/\tau_v\}}{1 + \exp\{(t_v - t_{0,v})/\tau_v\}}}{H_{u,i} (m_{0,i} - m_{R,i}) \{1 - \exp\{-t_i/\tau_i\}\}} \quad (4.11)$$

$$= \frac{H_{u,v} (m_{0,v} - m_{R,v})}{H_{u,i} (m_{0,i} - m_{R,i})} k_{t,i}^*$$

wobei  $k_{t,i}^*$  gegeben ist durch

$$k_{t,i}^* = \frac{\frac{\exp\{(t_v - t_{0,v})/\tau_v\}}{1 + \exp\{(t_v - t_{0,v})/\tau_v\}}}{1 - \exp\{-t_i/\tau_i\}} \quad (4.12)$$

Ein wesentlicher Vorteil der Gleichung (4.11) lässt sich damit begründen, dass nur die relative Genauigkeit der Wiegeeinrichtung maßgeblich ist, um die Massendifferenz  $\Delta M = M_0 - M_R$  ausreichend genau zu ermitteln. Es ist einleuchtend, dass für  $t_v \rightarrow \infty$  der Quotient im Zähler von Gleichung (4.12) rasch gegen 1 strebt. Man erhält bereits für  $(t_v - t_{0,v})/\tau_v \geq 4$  in guter Näherung

$$k_{t,i}^* \approx \frac{1}{1 - \exp\{-t_i/\tau_i\}} \quad (4.13)$$

Offensichtlich ist Gleichung (4.11) der Gleichung (1.6) ähnlich. Mit dem in Bild 4.9 veranschaulichten Bezug der VE-Temperaturerhöhung  $\Delta \theta_v$  auf die bei den Brandversuchen mit Vergleichs- und Versuchsstoffen freigesetzten Energien gelingt es, den Mangel einer fehlenden hinreichenden Bedingung,  $t_v = f(M_v)$ , auszuräumen. Da sich die freigesetzte Energie bis zum Erreichen des Maximums von  $\Delta \theta_{i,v}$  auch direkt aus dem Massenverlust oder mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie nach Janssens und Parker [13] sowie Janssens [14] gemäß

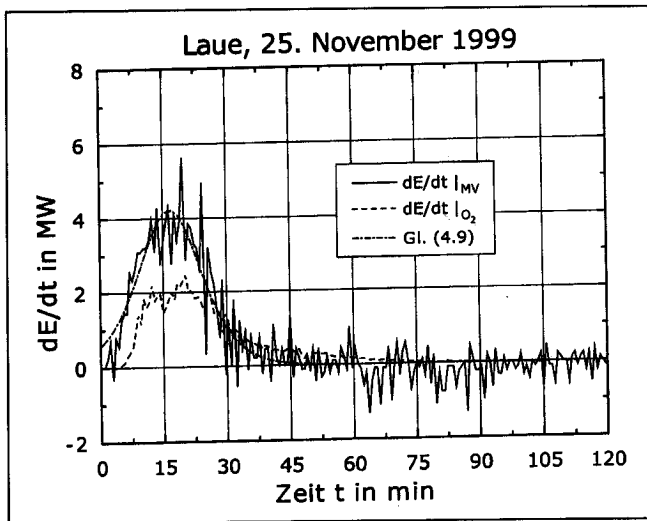
$$\dot{E} = \frac{dE}{dt} = \left[ E_{O_2} \phi - (E_{CO} - E_{O_2}) \frac{1 - \phi}{2} \frac{X_{CO}^{A^*}}{X_{O_2}^{A^*}} \right] \quad (4.14)$$

$$\frac{\dot{m}_e}{1 + \phi(\alpha - 1)} \frac{M_{O_2}}{M_a} (1 - X_{H_2O}^a) X_{O_2}^{A^*}$$

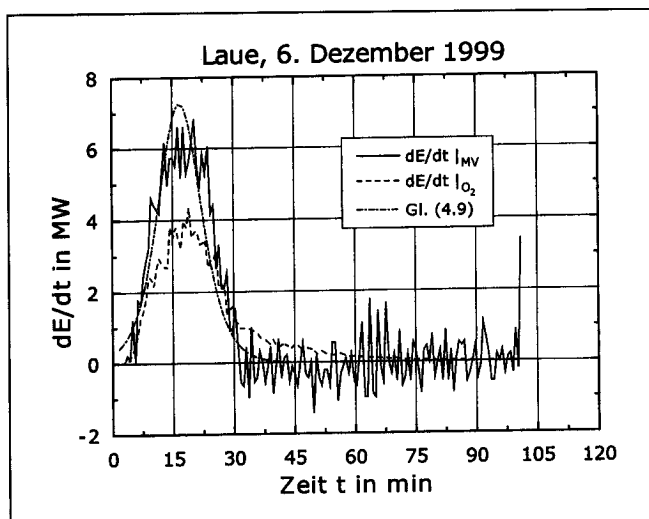
mit

$$\phi = \frac{X_{O_2}^{A^*} (1 - X_{CO_2}^{A^*} - X_{CO}^{A^*}) - X_{O_2}^{A^*} (1 - X_{CO_2}^{A^*})}{(1 - X_{O_2}^{A^*} - X_{CO_2}^{A^*} - X_{CO}^{A^*}) X_{O_2}^{A^*}} \quad (4.15)$$

bestimmen lässt (siehe Bilder 4.10 und 4.11), wenn damit zu rechnen ist, dass ein signifikanter Teil des im Brandgut enthaltenen Kohlenstoffes wegen einer unvollkommenen Verbrennung in Kohlenmonoxid (CO) statt in Kohlendioxid (CO<sub>2</sub>) umgewandelt wird, kann der in Bild 4.9 veranschaulichte Bezug auch unabhängig von den Gleichungen (4.4) und (4.8) herleitet werden. Die in den Gleichungen (4.14) und (4.15) auftretenden Größen haben folgende Bedeutung:  $\dot{E}$  ist die Energiefreisetzungsrate in MW,  $E_{O_2} \approx 13,1 \text{ MJ kg}^{-1}$  die je verbrauchte Masseneinheit Sauerstoff (O<sub>2</sub>) freigesetzte Wärmemenge,  $E_{CO} \approx 17,6 \text{ MJ kg}^{-1}$  die je Masseneinheit O<sub>2</sub> freigesetzte Wärmemenge bei der Verbrennung von CO zu CO<sub>2</sub>,  $\alpha$  der volumetrische Expansionsfaktor,  $\phi$  der O<sub>2</sub>-Depletionfaktor,  $M_a$  die molare Masse der Zuluft in  $\text{kg kmol}^{-1}$  ( $\approx 29 \text{ kg kmol}^{-1}$  für trockene



**BILD 4.10** Vergleich der mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie,  $dE/dt|_{O_2}$ , und des Massenverlustes,  $dE/dt|_{MV}$ , berechneten Energiefreisetzungsraten für den Kalibrierungsversuch HV<sub>3</sub>. Die Anpassung von  $dE/dt|_{MV}$  nach Gleichung (4.9) ist ebenfalls dargestellt.



**BILD 4.11** Wie in Bild 4.10, allerdings für den Kalibrierungsversuch HV<sub>4</sub>.

Luft),  $M_{O_2} \approx 32 \text{ kg kmol}^{-1}$  die molare Masse von  $O_2$ ,  $\dot{m}_e$  der Abluftmassenstrom in  $\text{kg s}^{-1}$ ,  $X_{O_2}^{A^*}$  der aktuelle volumetrische Anteil von  $O_2$  in der Zuluft ( $\approx 20,95\%$ ),  $X_{H_2O}^{A^*}$  der aktuelle volumetrische Anteil von Wasserdampf in der Zuluft,  $X_{CO_2}^{A^*}$  der aktuelle volumetrische Anteil von  $CO_2$  in der Zuluft ( $\approx 330 \text{ ppm}$ ),  $X_{O_2}^{A^*}$  der gemessenen volumetrische Anteil von  $O_2$  in der Abluft (Rauchgas),  $X_{CO_2}^{A^*}$  der gemessenen volumetrische Anteil von  $CO_2$  in der Abluft und  $X_{CO}^{A^*}$  der gemessenen volumetrische Anteil von  $CO$  in der Abluft. Der Wert des volumetrischen Expansionsfaktors ist stoffabhängig. Janssens (1995) empfiehlt einen mittleren Wert von  $\alpha = 1,105$ . Bei Zwangsventilation, wie sie nach Teil 2 der DIN 18230 bei der Bestimmung von Abbrandfaktoren  $m_i$  zu verwirklichen ist, ist an Stelle des Ausdrucks  $\dot{m}_e / \{1 + \phi(\alpha - 1)\}$  der Zuluftmassenstrom  $\dot{m}$  in  $\text{kg s}^{-1}$  einzusetzen. Es ist jedoch zu beachten, dass die auf unterschiedlichem Wege berechneten Energiefreisetzungsraten sowie die insgesamt freigesetzten Energien sich merklich voneinander unterscheiden können. Dieses ist insbesondere bei natürlicher

Ventilation möglich, wenn ein beträchtlicher Teil der Gase den Brandraum auch durch andere Öffnungen als den Schornstein verlassen kann, im Falle des großen Brandraums in Laue also durch das zumeist vollständig geöffnete Tor. Die in den Bildern 4.10 und 4.11 dargestellten Ergebnisse der auf verschiedenem Wege ermittelten Energiefreisetzungsraten deuten zumindest auf diese Möglichkeit hin. Während beim Versuch HV<sub>3</sub> die Geschwindigkeit der auf das Brandraumtor gerichteten Windkomponente bei leicht böigem Wind bis zu  $1,5 \text{ m s}^{-1}$  betrug, erreichte sie beim Versuch HV<sub>4</sub> unter sehr böigen Verhältnissen Spitzenwerte von  $5 \text{ m s}^{-1}$ . Die Zahl der Luftwechsel je Stunde, die beim Versuch HV<sub>3</sub> auf einen Maximalwert von etwa 120 kam und im Mittel bei 60 lag, erreichte beim Versuch HV<sub>4</sub> ein Maximum von etwa 160 und einen Mittelwert von 83. Der Gasaustritt durch das Brandraumtor wurde also bei letzterem Versuch stärker gehemmt als bei ersterem, sodass die prozentual größeren Unterschiede in den ermittelten Energiefreisetzungsraten beim Versuch HV<sub>3</sub> plausibel erscheinen. Die hohen Werte des Luftwechsels pro Stunde mögen mit dazu beigetragen haben, dass die Branddauer  $t_b$  beim Versuch HV<sub>4</sub> den kleinsten Wert aller Kalibrierungsversuche annahm (siehe Bild 2.2).

Wenn man nun davon ausgeht, dass die durch das Abbrennen von Versuchs- und Vergleichsstoffen bewirkte Temperaturerhöhung im Vergleichselement identisch ist, so kann man das Verhältnis der freigesetzten Energien als Maß für die hieraus resultierende Brandwirkung heranziehen. Das beim 1. Kartonagenversuch beobachtete Maximum der Temperaturerhöhung im Vergleichselement betrug z. B. nach einer Branddauer von  $t_i = 122,3 \text{ min}$   $\Delta\vartheta_i = 233 \text{ K}$ . Die bis zu diesem Zeitpunkt freigesetzte Energie belief sich auf  $\Delta E_i = 5005 \text{ kWh}$ . Die für dieselbe Temperaturerhöhung erforderliche freigesetzte Energie beim Brand von Fichtenholzkrippen beträgt  $\Delta E_v = 2645 \text{ kWh}$  (siehe Bild 4.9). Im Sinne von Gleichung (4.11) erhält man damit

$$m_i^* = \frac{\Delta E_v}{\Delta E_i} = \frac{2645 \text{ kWh}}{5005 \text{ kWh}} = 0,53. \quad (4.16)$$

Wie in dieser Gleichung beschrieben, kann man das Verhältnis der freigesetzten Energien zur Erreichung des gleichen Maximums der Temperaturerhöhung im Vergleichselement als Abbrandfaktor  $m_i^*$  interpretieren. Zum Vergleich: Das normierte Berechnungsverfahren nach Teil 2 der DIN 18230 würde einen Abbrandfaktor von  $m_i^* = 0,28$  liefern, d. h., die beiden  $m_i^*$ -Werte unterscheiden sich nahezu um den Faktor 2. Der im Beiblatt 1 zu DIN V18230, Teil 1 aufgelistete Wert für lose horizontal gestapelte Kartonage mit einer Lagerungsdichte von 20 %, beträgt  $m_i = 0,4$ . Die bei den Versuchen K<sub>1</sub> und K<sub>2</sub> verwendete Kartonage wies allerdings eine erheblich höhere Lagerungsdichte auf.

Da in keinem der Versuche mit der Halbfett-Margarine auf Paletten das Maximum der Temperaturerhöhung im Vergleichselement innerhalb von 2,5 h erreicht wurde, sollte diesem Versuchstoff der Abbrandfaktor  $m_i^* = 0,2$  zugeordnet werden, der im Allgemeinen als Minimum für Abbrandfaktoren gilt.

Für die Versuche HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub> können ebenfalls  $m_i^*$ -Faktoren berechnet werden; denn durch die im Vergleich zu den Kalibrierungsversuchen HV<sub>i</sub>,  $i = 1 \dots, 6$ , vorgenommene merkliche Änderung von Versuchsbedingungen ergibt sich eine veränderte Abbranddynamik und infolgedessen eine veränderte Wärmebeaufschlagung des Vergleichs-

elements. Obwohl also im Widerspruch zum Begriff des *Abbrandfaktors*  $m_i$ , wobei dem Vergleichsstoff grundsätzlich  $m_i = 1$  zuzuordnen wäre, lassen sich diese beiden Holzbrandversuche in Relation zur Serie der HV<sub>i</sub>-Versuche mit einem  $m_i^*$ -Faktors bewerten. Da Gleichung (4.8) in beiden Fällen eine ausgezeichnete Näherung darstellt, kann die Ermittlung der  $m_i^*$ -Faktoren direkt an Hand des Bildes 4.9 vorgenommen werden. Für den Versuch HV<sub>3a</sub> erhält man

$$m_i^* = \frac{\Delta E_v}{\Delta E_i} = \frac{1332 \text{ kWh}}{1558 \text{ kWh}} = 0,86, \quad (4.17)$$

und für HV<sub>3b</sub> ergibt sich

$$m_i^* = \frac{\Delta E_v}{\Delta E_i} = \frac{1913 \text{ kWh}}{1550 \text{ kWh}} = 1,23. \quad (4.18)$$

Da, wie zuvor betont, Fichtenholzkrippen definitionsgemäß der Wert  $m_i = 1$  zugeordnet wird, wären also im Falle der Versuche HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub> im Sinne des Regelwerks der DIN 18230, Teil 1 der Wärmeabzugsfaktor  $w$  und der Zusatzbeiwert  $\alpha_L$  so zu wählen, dass sie die Abweichung von  $m_i = 1$  kompensieren, was bedeutet, dass im Brandraum entsprechend abweichende  $w$ -Faktoren wirksam geworden sein müssen.

## 5 Abschließende Bemerkungen und Schlussfolgerungen

In vorliegendem Beitrag wurden Ergebnisse von Brandexperimenten mit Vergleichs- und Versuchsstoffen vorgestellt und diskutiert. Dabei wurde anhand der Resultate eigener sowie früherer Versuchsreihen belegt, dass die Ergebnisse zum Abbrandverhalten von Produktions- und Lagergütern offensichtlich auch von der Größe eines Brandraums abhängen. Das bedeutet für die Praxis, dass die Übertragbarkeit der im Brandraum nach DIN 18230, Teil 2 gewonnenen Ergebnisse zum Abbrandfaktor  $m_i$ , der zur rechnerischen Ermittlung der Brandbelastung von großen Brandbekämpfungsabschnitten nach Teil 1 dieser DIN-Norm erforderlich ist, grundsätzlich neu bewertet werden sollte. Wie bei Steinert [5] diskutiert, sind auch die von Brandsimulationsmodellen herrührenden Ergebnisse in die Bewertung einzubeziehen; denn nur mit Hilfe solcher Brandsimulationsmodelle lassen sich zurzeit die Ergebnisse von im Vergleich zum Normbrandraum großen, aber gemessen an Industriehallen kleinen Brandräumen auf große Brandbekämpfungsabschnitte übertragen, was für den Nachweis ausreichender Standsicherheit im Falle eines vollentwickelten Brandes sicherlich von besonderem Interesse ist.

## 6 Danksagung

Wir danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung dieses Forschungsvorhabens (STE 913/1-1) sowie der Union Deutscher Lebensmittelwerke GmbH, Niederlassung Pratau, für die großzügige Spende von Margarine und Kartonage zu Versuchszwecken. Unser besonderer Dank gilt Frau Dr.-Ing. Carola Steinert für das Überlassen der Messergebnisse der Versuche HV<sub>3a</sub> und HV<sub>3b</sub>. Darüber hinaus möchten wir uns bei den Herren Dross, Görner, Herrmann, Münz und Schliwa vom Laue-Team der MFPA Leipzig e. V. für ihre Unterstützung bei den Versuchsvorbereitungen bedanken.

## 7 Literatur

- DIN 18230-1, 1999: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer. In: DIN Deutsches Institut für Normung (Herausgeber), DIN-Taschenbuch 120, Brandschutzmaßnahmen. Beuth-Verlag, Berlin-Wien-Zürich, 409–444.
- DIN 18230-2, 1999: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Teil 2: Ermittlung des Abbrandverhaltens in Lageranordnung – Werte für den Abbrandfaktor  $m$ . In: DIN Deutsches Institut für Normung (Herausgeber), DIN-Taschenbuch 120, Brandschutzmaßnahmen. Beuth-Verlag, Berlin-Wien-Zürich, 445–460.
- Kordina, K., und C. Meyer-Ottens, 1999: Beton-Brandschutz-Handbuch. Verlag Bau + Technik, Düsseldorf, 281 pp.
  - Schneider, U., und C. Lebeda, 1998: Bewertung des Abbrandverhaltens von Stoffen und Lagergütern. VFDB-Zeitschrift 3/98, 100–113.
  - Überall, T., U. Schneider, M. Kersken-Bradley und U. Max, 1992: Bewertung von Brandlasten in größeren Räumen. MPA Nordrhein-Westfalen, Dortmund, Abschlußbericht Nr. 23-80.00-312, 44 pp.
  - Dobbernack, R., 1993: Positionspapier zur praxismgerechten Ermittlung des Abbrandfaktors  $m$  für reale Brandgutanordnungen. Inst. Baustoffe, Massivbau, Brandschutz (iBMB), Braunschweig, TU Braunschweig (unveröffentlichtes Manuskript).
  - Steinert, C., 1998: Das Verbindungsglied  $t \propto t$ -äquivalent« zwischen natürlichem Großbrand und ETK-Normbrand – oder – Was kann die rechnerische Brandsimulation zur Aufstellung von Bewertungsverfahren im Sinne von DIN 18230 beitragen? VFDB-Zeitschrift 2/47, 60–71.
  - Hosser, D., 1992: Positionspapier zur Übertragbarkeit von  $m$ -Faktoren nach DIN 18230 Teil 2 auf reale Brandsituationen. AA 12.04.02 Nr. 13.
  - Hosser, D., und W. Siegfried, 1992: Das Abbrandverhalten von Stoffen in realistischen Brandversuchen. Weiterbildungsseminar – Brandschutz im Industriebau. Inst. Baustoffe, Massivbau, Brandschutz (iBMB), Braunschweig, TU Braunschweig, 96–116.
  - Kramm, G., 2000: Untersuchung des Brandverhaltens brennbarer Produktions- und Lagermaterialien in Industriegebäuden. Zwischenbericht 2000 zum DFG-Forschungsvorhaben STE 913/1-1.
  - Bechtloff, J., und R. Hübner, 1995: Diplomarbeit, TH Leipzig, MFPA Leipzig, 141 pp.
  - Steinert, C., 1996: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall. Inst. Baustoffe, Massivbau, Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Heft 120, 182 pp.
  - Drysdale, D., 1985: An Introduction to Fire Dynamics. J. Wiley & Sons, Chichester/ New York/Brisbane/Toronto/Singapore, 424 pp.
  - Hagen, E., 1992: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Schriftenreihe Inst. Baustoffe, Massivbau, Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Heft 93, 136 pp.
  - Janssens, M., und W.J. Parker, 1992: Oxygen consumption calorimetry. In: Babraukas, V., and S.J. Grayson (eds.), Heat Release in Fires, Chap. 3. Elsevier.
  - Janssens, M., 1995: Calorimetry. In: The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Boston, Massachusetts, 3–16 to 3–36 pp.