

Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten

Vom Fachbereich für Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Gary Werner Blume
aus Bad Harzburg

Eingereicht am:	19. Juni 2002
Mündliche Prüfung:	30. September 2002
Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler Prof. Dipl.-Ing. DDr. Ulrich Schneider

2003

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Sie basiert auf Forschungsprojekten, die vom Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) sowie vom Bundesministerium für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie (BMBF) gefördert wurden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Hosser, der mich zu der Arbeit angeregt und durch seine fachliche Unterstützung und Betreuung zum Gelingen der Arbeit beigetragen hat.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. K. Kordina danke ich, dass er mir ermöglichte, im Rahmen eines Forschungsvorhabens über Brandversuche mit Fahrzeugen in einer Tunnelanlage eine Stelle als wissenschaftlicher Mitarbeiter anzutreten. Nicht zuletzt hat er den Vorsitz der Prüfungskommission übernommen.

Herrn Prof. Dipl.-Ing. DDr. Ulrich Schneider von der Technischen Universität Wien danke ich für die Übernahme des Korreferates sowie der kritischen Durchsicht des Textes und Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Dinkler danke ich für die Bereitschaft, als Prüfer an meinem Promotionsverfahren teilzunehmen.

Bei allen Mitarbeitern der Brandschutzabteilung möchte ich mich für die Zusammenarbeit und Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Arbeiten bedanken. Besonders möchte ich mich hier bei Reinhold Dobbernack und Ekkehard Richter bedanken, die für mich gerade in der Endphase der Arbeit stets Ansprechpartner waren. Ebenso geht mein Dank für eine langjährige kollegiale Zusammenarbeit und zahlreiche Diskussionen an Willi Siegfried und Jürgen Will. Außerdem gilt mein Dank Petra Aeissen und Michael Schynawa für die Unterstützung bei der Organisation von Prüfung und Feier.

Bei meinen Eltern möchte ich mich dafür bedanken, dass sie meine Ausbildung ermöglicht haben. Bei meinem Schwiegervater Jürgen Finzel möchte ich mich herzlich für das Korrekturlesen des Manuskriptes bedanken.

Mein herzlichster Dank gilt aber meinen Kindern Lisa und Lennart sowie meiner Ehefrau Ursula. Durch viel Geduld und Verständnis hat meine Familie wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Braunschweig, im Mai 2003

Gary Blume

INHALTVERZEICHNIS

INHALTVERZEICHNIS	I
SYMBOL- UND ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS	IV
1 EINLEITUNG	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Ziel der Arbeit	2
2 STAND DER TECHNIK, THEORETISCHE GRUNDLAGEN UND VORGEHENSWEISE	4
2.1 Stand der Technik	4
2.1.1 Äquivalente Branddauer	4
2.1.2 Überblick über vereinfachte Nachweisverfahren zur Bauteilauslegung	7
2.2 Theorie der Verbrennung	11
2.2.1 Allgemein	11
2.2.2 Entstehung von Brandgasen	13
2.2.3 Die Entstehung von Brandprodukten – insbesondere Wärme	15
2.2.4 Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen und daraus ableitbare Folgerungen	18
2.3 Vorgehensweise zur Entwicklung des vereinfachten Nachweisverfahrens	19
3 RECHNERISCH ERMITTELTE BRANDWIRKUNGEN	21
3.1 Eingangsdaten für Brandsimulationsberechnungen	21
3.1.1 Allgemein	21
3.1.2 Analyse von gemessenen Energiefreisetzungsraten	21
3.1.3 Quadratischer Ansatz für die Energiefreisetzungsrate	24
3.2 Bereitstellung von Abbrandmodellen	27
3.2.1 Energiefreisetzungs- und Abbrandrate	27
3.2.2 Abbrandverhalten von Kabeln	29
3.2.3 Abbrandverhalten von Öl	33
3.3 Berechnung von Temperaturen im Brandnahbereich	33
3.3.1 Allgemein	33
3.3.2 Empirischer Ansatz	34
3.3.3 Vergleich mit Messwerten	37
3.3.4 Reduktion von Temperaturmessungen bei Raumbrandversuchen	40
3.4 Berechnungsgrundlagen und Randbedingungen für das vereinfachte Nachweisverfahren	41
3.4.1 Einführung	41
3.4.2 Konvektiver Wärmeübergang	42
3.4.3 Radiativer Wärmeübergang	42
3.4.4 Vergleichsbauteil im ETK-Brand	43

Inhaltsverzeichnis

3.4.5	Geometrische Randbedingungen	45
3.4.6	Ventilation	46
3.5	Berechnung von lokal begrenzten Öl- und Kabelbränden	48
3.6	Untersuchung systematischer Einflüsse	53
3.6.1	Überblick	53
3.6.2	Natürliche Ventilation	53
3.6.3	Raumgrundfläche	56
3.6.4	Raumhöhe	56
3.7	Berechnung von großflächigen Bränden	58
3.8	Wertung und Empfehlungen	65
3.8.1	Wertung der durchgeführten Simulationsrechnungen	65
3.8.2	Einfluss unterschiedlicher Brandlasten	66
4	ERMITTLUNG DER VERBRENNUNGSEFFEKTIVITÄT	68
4.1	Allgemein	68
4.2	Vorgehensweise	69
4.3	Versuchsaufbau	70
4.3.1	Brandkammer und Rauchabzugsystem	70
4.3.2	Beschreibung der Messtechnik	71
4.3.3	Beschreibung der untersuchten Brandlasten	76
4.3.4	Variation der Ventilationsöffnung	77
4.4	Aufbereitung der Messwerte	78
4.4.1	Berechnung der Energiefreisetzungsrate	78
4.4.2	Bestimmung der effektiven Verbrennungswärme	79
4.5	Versuchsergebnisse	82
4.5.1	Ausgewertete Versuche	82
4.5.2	Zusammengefasste Auswertung der Ergebnisse	82
4.6	Auswertung bezüglich der Entstehung von Brandgasen und Wärme	84
4.6.1	Ventilationsbedingungen – Globales Äquivalenzverhältnis	84
4.6.2	Auswertung der Zuluft-Massenströme	86
4.6.3	Bewertung der Brandversuche anhand der Ventilationsbedingungen	89
4.6.4	Auswertung der Brandwirkungen	96
4.7	Alternative Bestimmung von Ausbeuten und Verbrennungseffektivität	101
5	VEREINFACHTES BRANDSCHUTZTECHNISCHES NACHWEISVERFAHREN	110
5.1	Allgemein	110
5.2	Eingangsgrößen	110
5.3	Ermittlung und Bewertung der Brandlast	111
5.4	Ermittlung von t_a	112
5.4.1	Bestimmung der Brandbelastung	112

5.4.2	Berücksichtigung der Raumhöhe	112
5.4.3	Berücksichtigung der Ventilationsbedingungen	112
5.5	Berücksichtigung von Wärmesenken	115
5.5.1	Ausgangssituation und Vorgehensweise	115
5.5.2	Besonderheit bei Flüssigkeitsbehältern	119
5.6	Bewertung von t_a durch Sicherheitskonzepte	120
5.7	Wertung	122
6	VALIDIERUNG DES NACHWEISVERFAHRENS	123
6.1	Großbrandversuche	123
6.1.1	Beschreibung der Versuchseinrichtung	123
6.1.2	Zusammenstellung der Brandlasten	127
6.2	Darstellung von Teilergebnissen	127
6.3	Anwendung des vereinfachten Verfahrens auf Großbrandversuche	130
6.3.1	Aufbereitung der Messwerte	130
6.3.2	Vergleich der Messwerte mit dem Nachweisverfahren	131
6.4	Beurteilung der Abweichungen von den Messwerten	135
7	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	137
	LITERATUR	140

ANHANG

A	VERSUCHE IM ROOM-CORNER-TEST
B	RAUMBRANDVERSUCHE ZUR VALIDIERUNG

SYMBOL- UND ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

Symbol	Bedeutung	
<u>Große lateinische Buchstaben</u>		
A	Grundfläche	m ²
A _b	brennende Fläche	m ²
A _B	Grundfläche des Brandbekämpfungsabschnittes	m ²
A _R	Fläche, Querschnitt des Rauchgasrohrs	m ²
A _v	Fläche der Ventilationsöffnung	m ²
A _{v,eff}	effektive Gesamtöffnungsfläche gemäß Gl. (5.5)	m ²
A _{dv}	anteilige Strömungsfläche einer Ventilationsöffnung	m ²
A _W	(beflammte) Oberfläche von Bauteilen (Wärmesenken)	m ²
ΔA _{zu}	fiktive Öffnungsfläche gemäß Gl. (5.4)	m ²
B _v	lichte Breite einer Ventilationsöffnung	m
C _d	Beiwert bei Durchströmung einer Ventilationsöffnung	—
E ^V	Proportionalitätsfaktor, Verhältnis der freigesetzten Energie zum Volumen des verbrauchten Sauerstoffs, normiert für Volumen bei 25°C	kJ/m ³
E _{O₂,M}	= 17200 kJ/m ³	kJ/m ³
E _{O₂,C₃H₈}	= 16800 kJ/m ³	kJ/m ³
H	Raumhöhe	m
H _{ref}	Referenzraumhöhe: hier H _{ref} = 2.5 m	m
H _u	Verbrennungswärme (oder: unterer Heizwert)	MJ/kg
H _{u,eff}	effektive Verbrennungswärme	MJ/kg
H _{u,eff,M}	mittlere effektive Verbrennungswärme	MJ/kg
H _v	lichte Höhe einer Ventilationsöffnung	m
M	Masse Brandlast	kg
Q _{VERLUST}	Wärmemenge zur Berücksichtigung von Wärmesenken	MJ
Q _W	Wärmeabgabe an einzelne Bauteile (Wärmesenke)	MJ
Q̇	Energiefreisetzungsrate	W = J/s
T	Temperatur	K
T _o	Anfangstemperatur einer Wärmesenke	°C
T _g	Heißgastemperatur gemäß Gl. (5.12)	°C

Symbol	Bedeutung	
T_s	Rauchgastemperatur im Abgasrohr	K
\bar{T}_s	kalorische Mitteltemperatur	°C
ΔT	Temperaturerhöhung	K
V	Volumen	m ³
\dot{V}	Volumenstrom	m ³ /s
\dot{V}_{zu}	Zuluftvolumenstrom über Zwangsventilation	m ³ /s
\dot{V}_{298}	Rauchgasvolumenstrom, normiert auf 25°C	m ³ /s
X, X^t, X^{Pa}	Volumenanteil einer Gaskomponente im Rauchgasstrom, nach Herausfiltern des Wasserdampfs, nach zusätzlichem Herausfiltern von Kohlendioxid	—
$X^0, X^{0,t}, X^{0,F}$	Volumenanteil einer Gaskomponente in der Zuluft	—
$X_{O_2}^a$	Volumenanteil Sauerstoff in der Zuluft, ohne Herausfiltern	—
Y_n	Entstehungsrate oder Ausbeute (Yield) eines Stoffes n	kg/kg
ZLV	Zuluftverhältnis	kg/kg

Kleine lateinische Buchstaben

c	Umrechnungsfaktor	min·m ² /kWh
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	J / (kg K)
d	Wandstärke	m
erf t_f	erforderliche Feuerwiderstandsdauer	min
f_{Av}	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Ventilationsverhältnisse	—
f_H	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der tatsächlichen Raumhöhe	—
$\Delta h_{c,eff}$	effektive Verbrennungswärme	MJ/kg
k_p	Kalibrierkonstante des bidirectional probes (= 1.08)	—
k_t	Verhältnis des durchschnittlichen Volumenstromes zu dem in der Mitte des Abgasrohres	—
m	m-Faktor gemäß DIN 18 230	—
m_b	Masse der Brandlast	kg

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Bedeutung	
Δm_b	verbrannte Masse	kg
\dot{m}_b	Abbrandrate	kg/s
$\dot{m}_{b,st}$	Abbrandrate bei stöchiometrischer Verbrennung	kg/s
\dot{m}_b''	flächenspezifische Abbrandrate (Massenverlustrate)	kg/(m ² ·s)
\dot{m}_{Luft}	Luftmassenstrom	kg/s
Δp	Druckdifferenz, gemessen an bidirektionaler Sonde	Pa
q	flächenspezifische Brandlast	MJ/m ²
q _r	rechnerische Brandbelastung	MJ/m ²
q _{eff}	flächenspezifische Brandlast nach Berücksichtigung von Wärmesenken	MJ/m ²
\dot{q}	Energiefreisetzungsrate des Materials (abzüglich Brennerleistung)	kW
\dot{q}_b	Brennerleistung, Energiefreisetzungsrate des Brenners	kW
r	stöchiometrischer Luftbedarf	kg/kg
r*	durch λ erhöhter Luftbedarf	kg/kg
t	Zeit	s
t _ä	äquivalente Branddauer	min
v _f	Brandausbreitungsgeschwindigkeit	m/min
w	Wärmeabzugfaktor	—

Griechische Buchstaben

α_w	Wärmeübergangskoeffizient Brandraum-Wärmesenke	W/(m ² ·K)
α	Expansionsfaktor (engl.: expansion factor)	—
α_L	Faktor gemäß DIN 18 230 zur Berücksichtigung der brandschutztechnischen Infrastruktur	—
α_q	Proportionalitätsfaktor zur Beschreibung der Brandentwicklung	kW/s ²
χ	Verbrennungseffektivität	—
ϕ	Globales Äquivalenzverhältnis (<u>G</u> lobal <u>E</u> quivalence <u>R</u> atio) $\phi = GER = 1/ZLV$	—
Φ	Sauerstoff-Reduktions-Faktor (oxygen depletion factor)	—
vi		

Symbol	Bedeutung	
γ	Sicherheitsbeiwert gemäß DIN 18 230 für die auszulegenden Bauteile	—
η	durchschnittlicher Füllgrad oder Füllstand eines Behälters	%
μ_n	Gewichtsanteil oder Massenanteil einer Gaskomponente n an der Gesamtmasse einer Gasmischung	—
λ_w	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
λ	Luftverhältniszahl $\lambda = ZLV$	—
ρ	Dichte	kg/m ³
σ_w	Scharparameter nach Gl. (5.10)	1/s
ξ_n	Volumen- oder Raumanteil einer Gaskomponente n am Gesamtvolumen einer Gasmischung - Konzentration	—
Ψ	Faktor gemäß DIN 18 230 zur Berücksichtigung geschützter Brandlasten	—

Indices

B	Betonbauteile
BE	die Behälterwandungen eines Flüssigkeitsbehälters betreffend
BR	Brandraum
CO	Kohlenmonoxid
CO2	Kohlendioxid
EX	Abzugrohr
F	Flüssigkeitsbehälter
FL	das Fluid in einem Flüssigkeitsbehälter betreffend
O2	Sauerstoff
S	Stahlbauteile
U	Umgebung
Vb	Verbrennung
Vschw	Verschwelung
VERLUST	die Wärmeverluste an Wärmesenken betreffend
W	Wärmesenke
b	die Brandlast betreffend

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Bedeutung
eff	effektiv
exp	durch Versuch ermittelt
g	die Heißgase im Brandraum betreffend
ges	Gesamt
lokal	Berechnung unter Annahme einer ungleichmäßig verteilten Brandlast
m	über Massenanteile gemittelte Größe
mittel	Berechnung unter Annahme einer gleichmäßig verteilten Brandlast
ref	die Referenzhöhe $H_{\text{ref}} = 2.5$ m betreffend
zu	Zuluft durch Zwangsventilation

In der vorliegenden Arbeit wurde als Dezimaltrennzeichen ein Punkt verwendet.

1 EINLEITUNG

1.1 Problemstellung

In der Bundesrepublik Deutschland stellen 16 Landesbauordnungen und deren Durchführungsverordnungen die gesetzliche Grundlage zur Regelung der brandschutztechnischen Anforderungen für Gebäude normaler Art oder Nutzung dar. Diese Anforderungen sollen sicherstellen, dass die allgemeinen Schutzziele wie zum Beispiel die der §§ 3 (Allgemeine Anforderungen) und 17 (Brandschutz) der Musterbauordnung (MBO) erfüllt werden. Alle Landesbauordnungen greifen diese beiden Paragraphen inhaltlich auf. Für Gebäude besonderer Art oder Nutzung können durch die obersten Bauaufsichtsbehörden der Länder auf der Grundlage der Landesbauordnungen oder länderspezifischer Sonderverordnungen besondere Anforderungen gestellt oder Erleichterungen gestattet werden. Davon abgesehen können auch auf der Grundlage der Landesbauordnungen Abweichungen von brandschutztechnischen Anforderungen gestattet werden, wenn Bedenken wegen des Brandschutzes nicht bestehen. Diese Abweichungen sind z.B. durch Angaben aus der Literatur, durch Forschungsergebnisse oder wissenschaftliche Nachweismethoden zu begründen.

Als wissenschaftliche Nachweismethoden für die Auslegung von baulichen und anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen werden im Rahmen der Muster-Industriebauanleitung (M IndBauRL) /1/ bestimmte Methoden des Brandschutz-Ingenieurwesens zugelassen. Dazu ist in der M IndBauRL ausgeführt, dass die brandschutztechnischen Anforderungen an Bauteile beispielsweise unter Verwendung des Rechenverfahrens nach DIN 18 230-1 /2/ ermittelt werden können. Die Nachweissführung beruht auf der Grundlage von rechnerisch ermittelten Brandlasten im untersuchten Brandabschnitt. Dabei wird durch das Rechenverfahren der DIN 18 230-1 unter Berücksichtigung der Wärmeleiteigenschaften der Umfassungsbauteile und der Ventilationsbedingungen eine äquivalente Branddauer t_a bestimmt. Aus der berechneten äquivalenten Branddauer kann anschließend unter Berücksichtigung der Vorkehrungen für die Brandbekämpfung und der brandschutztechnischen Bedeutung der auszulegenden Bauteile eine erforderliche Feuerwiderstandsdauer t_f berechnet werden.

Das Rechenverfahren nach /2/ stellt ein vereinfachtes Nachweisverfahren zur brandschutztechnischen Bauteilauslegung dar. Voraussetzung für die Eignung eines Verfahrens als Nachweismethode ist, dass die den Brandverlauf bestimmenden Parameter wie geometrischer Aufbau des Gebäudes oder physikalisch/chemische Eigenschaften der Brandlast angemessenen berücksichtigt werden.

1 Einleitung

1.2 Ziel der Arbeit

In der vorliegenden Arbeit wird ein Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen entwickelt. Aus numerischen Berechnungen mit wissenschaftlichen Methoden wird ein vereinfachtes Nachweisverfahren erarbeitet. In Anlehnung an DIN 18230-1 kann eine äquivalente Branddauer t_a (eines Normbrandes nach DIN 4102-2) als Funktion der Brandlast, der Geometrie und der Ventilation in einfacher Weise ermittelt werden. Auf der Basis experimentell ermittelter Verbrennungseffektivitäten χ wird das Abbrandverhalten unterschiedlicher Brandlasten bewertet. Mit der äquivalenten Branddauer kann die thermische Wirkung eines natürlichen Brandes auf ein Bauteil mit der eines Normbrandes gemäß DIN 4102-2 verglichen werden.

Durch die Kombination von einzelnen Komponenten (das Erwärmungsverhalten von Bauteilen mit einer Bewertung des Abbrandverhaltens von Brandlasten bei Raumbränden) wird ein vereinfachtes Nachweisverfahren bereitgestellt, welches durch eine überschaubare Anzahl von Eingangsgrößen praxisgerecht anwendbar ist. Mit Hilfe von Diagrammen und Tabellen kann die äquivalente Branddauer t_a bestimmt werden. Eine Erwärmung von großvolumigen Bauteilen (zusätzlich zur Berücksichtigung der Umfassungsbauteile) kann im Nachweisverfahren berücksichtigt werden. In Verbindung mit einem entsprechenden Sicherheitskonzept kann mit diesem Nachweisverfahren die erforderliche Feuerwiderstandsdauer t_f für bauliche Anlagen von Kernkraftwerken oder kleine Sonderbauten ermittelt werden. Anzuwenden ist dieses Verfahren sowohl auf bestehende wie auch auf noch zu errichtende Gebäude.

Nach Darstellung des Standes der Technik und der theoretischen Ansätze zur Verbrennung in Abschnitt 2 werden in Abschnitt 3 unterschiedliche Ansätze zur rechnerischen Ermittlung von thermischen Brandwirkungen aufgezeigt. Nach Erfassung von notwendigen Eingangsdaten und der Berechnung von Temperaturen im Brandnahbereich erfolgt als zweiter Ansatz die Bereitstellung der Erwärmungskurven für die Bauteile durch systematische Untersuchungen mit Hilfe von Berechnungen auf der Grundlage der Wärmebilanztheorie. Die Berechnungen wurden mit dem Mehrraum-Zonenmodell FIGARO /3/ (Fire and GAs movement in ROoms) durchgeführt. Die Erhöhung der Bauteiltemperaturen wird auf der Basis realer Brandszenarien berechnet, wobei für die Auslegung von Bauteilen gemäß dem hier entwickelten Nachweisverfahren die maximalen Temperaturen im Bauteil (im Vergleich zum Normbrand t_a) betrachtet werden. Anhaltspunkte für Brandszenarien und Eingangsdaten brandbestimmender Größen von Stoffen werden in der internationalen Literatur (beispielsweise /4/, /5/) gegeben.

Die Messung der Verbrennungseffektivität χ erfolgt abweichend von der allgemein angewandten Vorgehensweise zur Bestimmung einer Verbrennungseffektivität nicht im Standard Cone-Kalorimeter. Im Abschnitt 4 der vorliegenden Arbeit wird ein Verfahren zur Ermittlung von χ mittels Naturbrandversuchen entwickelt. Die hier vorgestellte Art der Bewertung von Brandlasten unterscheidet sich dadurch von anderen vereinfachten Nachweisverfahren, dass die experimentelle Bestimmung des Maximalwertes von χ im Raumbrandversuch (Volumen der Brandkammer: ca. 21 m³) unter Variation der natürlichen Ventilationsöffnung durchgeführt wird. Der Einfluss der Ventilation (Größe der Öffnungsfläche) wird durch eine entsprechende Variation bei den Berechnungen berücksichtigt und in einer Shape-Funktion dem Anwender des Nachweisverfahrens zur Verfügung gestellt. Anschließend wird untersucht, unter welchen Voraussetzungen alternativ zur Anwendung eines Raumbrandversuches zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität eine Apparatur im Labormaßstab genutzt werden kann. Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Verbrennungseffektivität stellt einen Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit dar.

Im Abschnitt 5 werden die bis dahin erarbeiteten Grundlagen zu dem vereinfachten Nachweisverfahren kombiniert. Dieses vereinfachte Nachweisverfahren zur Berechnung der äquivalenten Branddauer wird abschließend im Abschnitt 6 an Großbrandversuchen validiert.

2 STAND DER TECHNIK, THEORETISCHE GRUNDLAGEN UND VORGEHENSWEISE

2.1 Stand der Technik

2.1.1 Äquivalente Branddauer

Die Brandbelastung bei einer Brandprüfung wird durch eine genormte Temperatur-Zeit-Kurve simuliert. In Deutschland ist sie in der DIN 4102-2 als Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) definiert. Die gleiche Temperatur-Zeit-Kurve wird auch in der ISO 834 und im Eurocode 1-1-2 beschrieben.

Die ETK modelliert den Brandverlauf nach dem Auftreten des Flashovers, dem schlagartigen Entzünden eines großen Teiles aller brennbaren Materialien in einem Raum. Mathematisch wird die ETK beschrieben durch eine logarithmische Funktion, in die als einzige Variable die Branddauer t eingeht. Das Ergebnis liefert die Temperaturerhöhung ΔT (in Kelvin) gegenüber der Anfangstemperatur T_0 im Brandraum.

Im Gegensatz zur Temperatur-Zeit-Kurve eines natürlichen Brandereignisses erfolgt bei der Brandprüfung kein Abklingen der Temperaturkurve (siehe Bild 2.1).

Temperaturen im Brandraum

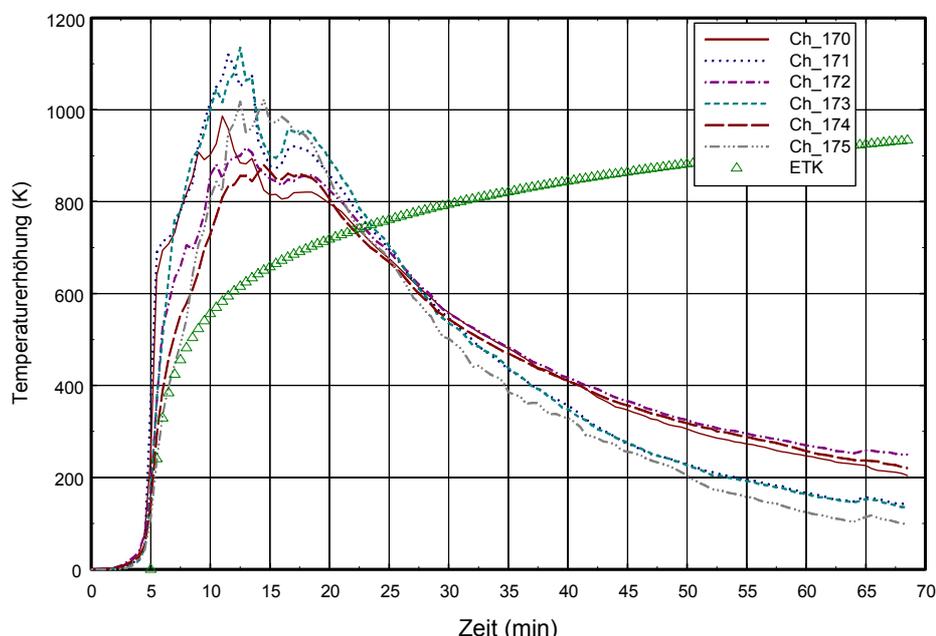


Bild 2.1 Temperaturverlauf eines natürlichen Brandes /6/ im Vergleich zur ETK

Im Bild 2.1 sind die während eines natürlichen Brandes von ca. 300 kg Küchenmöbeln gemessenen Raumtemperaturen dargestellt (Ch_170 bis Ch_175). Der Brand-

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

raum hatte eine Grundfläche der Breite $B = 3.6 \text{ m}$ und der Länge $L = 3.6 \text{ m}$. Die Raumhöhe H betrug $H = 2.5 \text{ m}$. In zwei gegenüberliegenden Seitenwänden befanden sich zwei Öffnungen. Die Öffnungen hatten die lichten Maße $B \times H = 60 \times 95 \text{ cm}$ und $B \times H = 60 \times 35 \text{ cm}$. Der Sturz über der größeren Öffnung betrug 155 cm , über der kleineren Öffnung 215 cm . Mit Hilfe der mechanischen Rauchabzuganlage wurde eine Rauchgasschichtdicke zwischen 1.0 m und 1.5 m eingestellt.

Die Temperaturmessstellen Ch_170 bis Ch_172 befanden sich 10 cm unterhalb der Raumdecke, die Temperaturmessstellen Ch_173 bis Ch_175 hatten einen Abstand von 110 cm zur Brandraumdecke.

Die Kurve mit den Dreiecken zeigt im Vergleich den zeitlichen Verlauf der ETK. Im Verlauf eines natürlichen Brandes wird im Allgemeinen ein Maximum durchlaufen, das für einen bestimmten Zeitraum auch höhere Temperaturen als die ETK erreichen kann.

Für die brandschutztechnische Bauteilauslegung ist die Erwärmung im Inneren von Bedeutung. Während einer Brandprüfung wird das zu untersuchende Bauteil bis zum Ende der Brandprüfung einer ständig größer werdenden Brandbelastung ausgesetzt. Die Temperatur im Inneren des Bauteiles (thermische Brandwirkung) steigt demnach kontinuierlich an (Bild 2.2). Die Erwärmung des Bauteilinneren folgt dem Verlauf der Umgebungstemperaturen mit einer zeitlichen Verzögerung.

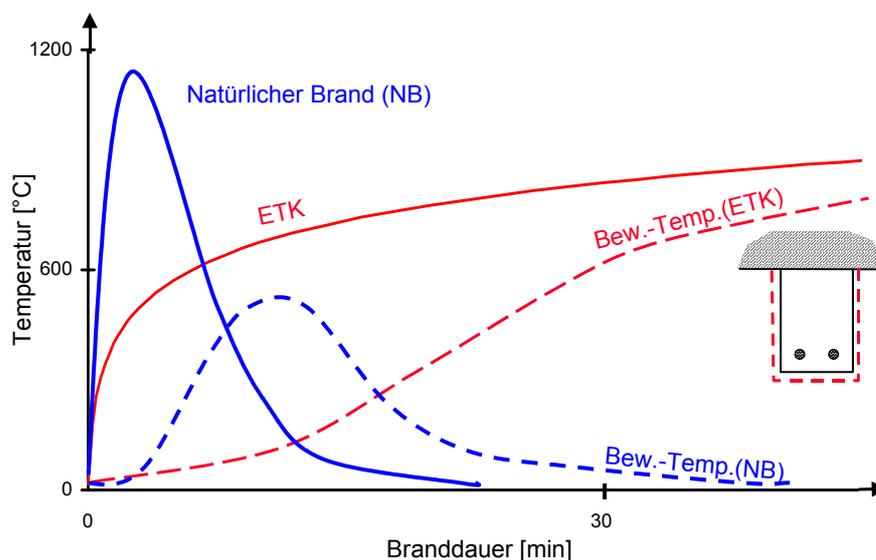


Bild 2.2 Beispielhafte Darstellung der Erwärmung im Inneren eines Bauteiles bei Brandbelastung (Bew.-Temp.) – Vergleich Natürlicher Brand (NB) und ETK-Brand nach /7/

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Ähnlich verhält sich die Bauteilerwärmung im Falle eines natürlichen Brandes (NB). Mit einer zeitlichen Verzögerung stellt sich auf Grund der Umgebungstemperaturen ein Maximalwert der Temperaturen im Bauteil ein. Der Zeitpunkt, zu dem bei einem natürlichen Brand die maximale Temperatur im Bauteil erreicht wird, hängt von unterschiedlichen Parametern ab (z.B. Baustoff, geometrische Abmessungen des Bauteils, Tiefe innerhalb des Bauteils, für den der Vergleich vorgenommen wird, Ventilationsbedingungen, Eigenschaften der Brandlast) /8/, /9/.

Für experimentelle Untersuchungen bezüglich der äquivalenten Branddauer wird ein Vergleichsbauteil gemäß DIN 18230-2 (eine Stahlplatte – aus hitzebeständigem Stahlguss GX40 CrNiSi 25-20 nach DIN 17465 – mit einer Temperaturmessstelle 50 mm unterhalb der brandzugewandten Oberfläche) eingesetzt. Die Grundlage für diese Festlegung bilden die Untersuchungen gemäß /7/, durch die eine Abhängigkeit der äquivalenten Branddauern vom Baustoff und dem Ort der Temperaturmessung innerhalb des Vergleichsbauteiles nachgewiesen wurde.

Aus den Untersuchungen /9/ und /10/ geht hervor, dass eine Vielzahl von tragenden Bauteilen aus Stahlbeton und entsprechend (für die Feuerwiderstandsklasse F90) geschützten Stahlbauteilen durch die Messung mit dem Vergleichsbauteil abdeckt wird, wenn die Temperaturmaxima in einer Tiefe von ca. 30 mm unterhalb der Bauteiloberfläche zwischen Naturbrand und ETK-Brand verglichen werden.

Wie eingangs bereits erwähnt, besteht die Schwierigkeit in der Transformation von Brandwirkungen eines natürlichen Brandes auf die Brandwirkungen eines Standardfeuers, welches für eine Normprüfung eingesetzt wird. Um die thermische Brandwirkung durch einen natürlichen Brand mit dem eines ETK-Brandes vergleichen zu können, wurde der Begriff der „äquivalenten Branddauer“ eingeführt /7/.

Unter der äquivalenten Branddauer t_a wird in diesem Zusammenhang derjenige Zeitraum in Minuten verstanden, in dem bei einem Normbrand gemäß DIN 4102 (ETK) die gleichen Brandwirkungen am Bauteil festgestellt werden wie bei einem natürlichen Brand NB (vergleiche Bild 2.2). Von den vielen Phänomenen, mit denen eine Brandwirkung beschrieben werden kann, wird hier für die äquivalente Branddauer die Temperaturentwicklung im Bauteil (thermische Brandwirkung) betrachtet.

Auf Grund vorliegender Forschungsergebnisse aus /11/ und /12/ kann gefolgert werden, dass die Bedingung vergleichbarer Brandwirkungen dann erfüllt ist, wenn die äquivalente Branddauer an einer Stahlplatte (40 cm x 40 cm, d = 15 cm) in 5 cm Tiefe ermittelt wird. Die Temperaturerhöhung an dieser Stelle in der Platte ist z.B. ver-

gleichbar mit der Temperaturerhöhung eines Betonbauteiles in einer Tiefe von 3.5 cm.

2.1.2 Überblick über vereinfachte Nachweisverfahren zur Bauteilauslegung

Bereits in den Dreißigerjahren wurde der Einfluss unterschiedlicher Parameter auf die thermischen Brandwirkungen erkannt und in einer Reihe von Versuchen gemäß /13/ untersucht. Dabei wurde davon ausgegangen, dass die thermische Brandwirkung eines natürlichen Brandes gleich der eines Norm-Brandes ist, wenn sich eine Gleichheit der Flächen oberhalb einer 300°C-Linie und der entsprechenden Brandraumtemperatur zwischen natürlichem Brand und Norm-Brand einstellt (Bild 2.3).

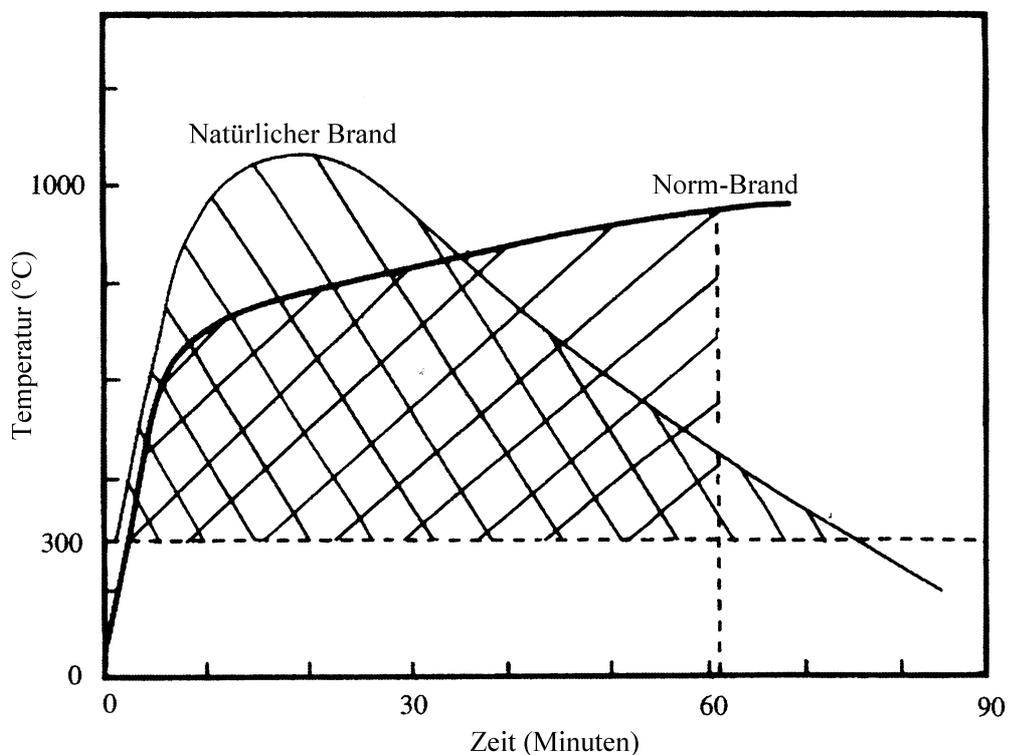


Bild 2.3 Annahme: Gleichheit der schraffierten Flächen (Brandraumtemperatur oberhalb der 300°C-Linie) korrespondiert mit t_a /13/

Auf dieser Grundlage wurde in /13/ eine Tabelle entwickelt, die eine Verbindung zwischen Brandlast und Brandwirkung herstellt. Der Zusammenhang ist in Bild 2.4 dargestellt. Aufgetragen ist dort die äquivalente Branddauer in Abhängigkeit von der Brandlastdichte in kg/m^2 sowie mit der effektiven Verbrennungswärme von Holzkrippen (12.7 MJ/kg), umgerechnet als Energiedichte in MJ/m^2 . Die Ordinate gibt die dazugehörige äquivalente Branddauer in Stunden an. Daraus sollte die erforderliche Feuerwiderstandsdauer in einem bestimmten Raum in Abhängigkeit von der Brandlastdichte direkt abgelesen werden können. Für diese Methode muss die

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Brandlast entweder aus der Erhebung über ein bestehendes Gebäude bestimmt oder aus der geplanten Nutzung abgeschätzt werden. Allerdings waren zu dieser Zeit nur wenige Informationen über Brandlastdichten verfügbar. Einige Informationen über Brandlastdichten aus Brandlasterhebungen finden sich in der Literatur (z.B. /4/, /14/ oder /15/).

Dem Ansatz gemäß /13/ folgend war es demnach möglich, den erforderlichen Feuerwiderstand zu berechnen, wenn nur die Brandlast bekannt war. Allerdings existiert kein wissenschaftlicher Beweis für diesen bi-linearen Ansatz. Eine lineare Übertragung der Verhältnisse ist wegen der Wärmestrahlung, die sich mit der vierten Potenz der Temperatur ändert, sowie wegen veränderlicher Raumgeometrien und Ventilationsverhältnisse nicht möglich.

Die Grundidee des Verfahrens nach /13/ ist die Flächengleichheit der betrachteten Temperaturkurven (Natürlicher Brand und Norm-Brand) oberhalb der 300°C-Linie. Eine über 10 Minuten einwirkende Temperatur von 900°C wird nicht die gleiche thermische Wirkung haben wie eine Temperatur von 600°C, die während 20 Minuten auf ein gleiches Bauteil einwirkt. Außerdem haben sich die Bauweise von Gebäuden und deren Design dahingehend geändert, dass in verstärktem Maße Baustoffe mit geringerer thermischer Masse, die sich schneller aufheizt, eingebaut werden.

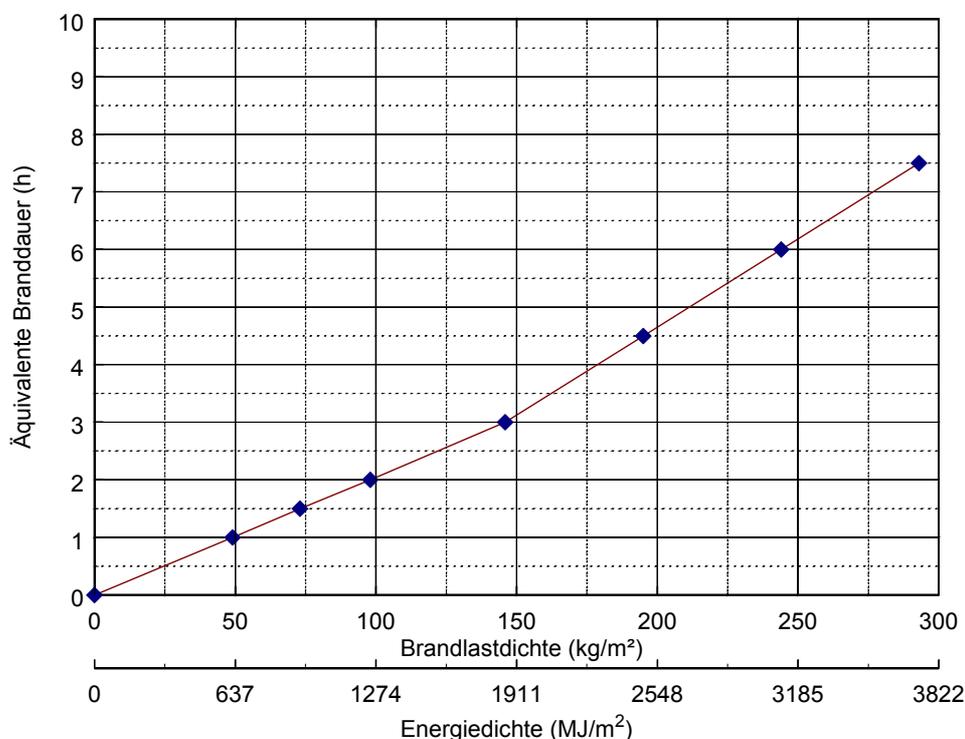


Bild 2.4 Zusammenhang zwischen Brandlastdichte (Holz) und äquivalenter Branddauer in Stunden gemäß /13/

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wurden zahlreiche Versuche unternommen, natürliche Brände in Beziehung zu diesen standardisierten Brandprüfungen zu setzen, wobei die Methode der äquivalenten Branddauer favorisiert wurde. Diese Methode basiert darauf, dass die resultierenden Brandwirkungen in einem Bauteil aus Standard-Brandprüfungen und natürlichem Brand verglichen werden. In /16/ wurde nach einer solchen Beziehung gesucht, indem die thermischen Brandwirkungen in einer isolierten Stahlstütze (Temperatur von 550 °C), hervorgerufen durch eine Standard Temperatur-Zeit-Kurve und einen natürlichen Brand, untersucht wurden. Die Stahltemperatur von 550°C wurde als kritisches Maß betrachtet, weil oberhalb dieser kritischen Temperatur eine beachtliche Schwächung der tragenden Eigenschaften einer solchen Stütze unterstellt wurde. Die Temperatur eines natürlichen Brandes wurde für diese Untersuchungen durch die beim natürlichen Brand erreichte Maximaltemperatur modelliert, wobei die Temperatur über die Zeitdauer τ auf diesem Level gehalten wurde. Die Zeitdauer τ berechnet sich aus dem Quotienten aus der gesamten Brandlast M_f (kg Holz-Äquivalent) und der mittleren Abbrandrate \dot{m} (kg/min). Die mittlere Abbrandrate wird dabei für den Zeitabschnitt berechnet, in dem die Brandlastmasse durch den Abbrand von 80 % der anfänglichen Brandlast auf 30 % reduziert wird. Gestützt auf eine CIB Studie zu fortentwickelten Bränden, in der Brandversuche in Räumen mit einer Höhe von $0.5 \text{ m} \leq H \leq 1.5 \text{ m}$ und einer Grundfläche bis 36 m^2 durchgeführt wurden /17/, gilt gemäß /16/ folgende Beziehung:

$$t_f = K' \cdot \frac{M_f}{\sqrt{A_V \cdot A_T}} \quad (2.1)$$

In Gl. (2.1) bedeuten:

t_f die erforderliche Feuerwiderstandsdauer in Minuten

K' eine Konstante mit einem Wert nahe 1 – berücksichtigt die Brandlastanordnung

M_f die im Abschnitt befindliche Brandlast in kg

A_V die Ventilationsfläche in m^2

A_T die gesamte innere Raumbooberfläche ohne Ventilationsöffnungen und Bodenfläche in m^2

Es ist zu beachten, dass diese Ergebnisse bei Versuchen mit isolierten Stahlstützen gewonnen wurden. Aber aus der Relation in der Gleichung 2.1 wird der erhebliche Einfluss der Ventilation auf die Feuerwiderstandsdauer deutlich.

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Weiterhin beeinflussen natürlich die thermophysikalischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile die Wärmeaufnahme der Bauteile /18, 19/. Außerdem wird die Abhängigkeit nicht nur von der Ventilationsfläche A_V , sondern auch von der lichten Höhe H_V der Ventilationsöffnung über den Ventilationsfaktor $A_V \cdot H_V^{0.5}$ betont. In /14/ wird dazu folgende Gleichung angegeben:

$$t_f = 0.31 \cdot C \cdot \frac{M_f}{\sqrt{(A_V A_T \sqrt{H_V})}} \quad (2.2)$$

Der Faktor C berücksichtigt in Abhängigkeit von den thermophysikalischen Eigenschaften $(\lambda \rho c_p)^{0.5}$ den Einfluss der Umfassungsbauteile des Brandraumes.

Ein ähnliches Konzept wird mit der in Deutschland zum Nachweis der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer angewandten DIN 18 230 /2/ verfolgt. Hier berechnet sich die äquivalente Branddauer t_a (min) aus dem linearen Produkt einer rechnerischen Brandbelastung q_r (kWh/m²), dem Umrechnungsfaktor c (min·m²/kWh) zur Berücksichtigung verschiedener thermophysikalischer Eigenschaften unterschiedlicher Umfassungsbauteile und dem Wärmeabzugsfaktor w /20/ zur Erfassung der Ventilationsbedingungen gemäß

$$t_a = q_r \cdot w \cdot c \quad (2.3)$$

Über den Wärmeabzugsfaktor w ergibt sich ein nicht-linearer Einfluss der Ventilationsbedingungen auf die äquivalente Branddauer. Eine Bewertung der Brandlast erfolgt bei der Ermittlung der rechnerischen Brandbelastung q_r über den Abbrandfaktor m . Die rechnerische Brandbelastung setzt sich aus zwei Anteilen zusammen: der Summe der ungeschützten brennbaren Stoffe Q_u im betrachteten Brandabschnitt der Grundfläche A_B und den brennbaren Stoffen Q_g , die geschützt in geschlossenen Systemen vorliegen.

$$q_r \cdot A_B = \underbrace{\sum M_i \cdot H_{u,i} \cdot m_i}_{Q_u} + \underbrace{\sum M_j \cdot H_{u,j} \cdot m_j \cdot \psi_j}_{Q_g} \quad (2.4)$$

Darin bedeuten

A_B Fläche des betrachteten Brandabschnittes in m²

$M_{i,j}$ Masse des betrachteten Stoffes in kg

$H_{u,i,j}$ unterer Heizwert des Stoffes in kWh/kg

$m_{i,j}$ m-Faktor des betreffenden Stoffes (dimensionslos)

ψ_j Faktor gemäß DIN 18230 für geschützte Brandlast (dimensionslos)

In einem weiteren Schritt kann aus der äquivalenten Branddauer t_a die erforderliche Feuerwiderstandsdauer t_f mittels zusätzlicher Faktoren in Abhängigkeit von anlagetechnischen oder abwehrenden Brandschutzmaßnahmen (α_L) sowie der Art der auszulegenden Bauteile mit entsprechenden Sicherheitsanforderungen (γ) berechnet werden. Die Brandschutzmaßnahmen werden empirisch, aber nicht physikalisch berücksichtigt. Die Gleichung für die erforderliche Feuerwiderstandsdauer lautet:

$$\text{erf } t_f = t_a \cdot \gamma \cdot \alpha_L \quad (2.5)$$

Die Bestimmung der Faktoren γ und α_L bezüglich der Brandschutzmaßnahmen und der Bauteilsicherheit ist gemäß DIN 18230 vorzunehmen.

2.2 Theorie der Verbrennung

2.2.1 Allgemein

Ein Brand durchläuft die Phasen von der Entzündung über die Brandentwicklung (Brandausbreitung) bis hin zum fortentwickelten Brand bzw. Vollbrand. Nachdem der Brennstoff größtenteils umgesetzt ist, klingt der Brand ab (Bild 2.5). Den jeweiligen Phasen ist auf der Ordinate ein bestimmtes zeitliches Verhalten der Energiefreisetzungsrate zugeordnet. Während der Brandentwicklungsphase kann die Energiefreisetzungsrate über einen quadratischen Ansatz angenähert werden. Bei ausreichendem Brenn- und Sauerstoffangebot und Vorliegen weiterer Randbedingungen, beispielsweise Temperaturen von ca. 500°C im Bereich potentieller Brandlasten, kann ein Flashover, die schlagartige Entzündung mehrerer Brandlasten, eintreten.

Im weiteren Verlauf wird der Maximalwert der Energiefreisetzungsrate durch die Brandlastmenge bzw. durch die vorhandene freie Brandlastoberfläche begrenzt (brandlastgesteuert) oder es kommt wegen unzureichender Sauerstoffzufuhr zu einem ventilationsgesteuerten Brand, dessen Maximalwert proportional zu dem bereits eingeführten Ventilationsfaktor $A_v \cdot \sqrt{H_v}$ ist (z.B. nach Eurocode 1 /21/). In Abhängigkeit von den Randbedingungen (z.B. Ventilation, Geometrie oder Brandlast) dauert der nahezu horizontale Verlauf der Energiefreisetzungsrate solange, bis ca. 70% der vorhandenen Brandlast verbraucht sind (/16/ bzw. /22/ zur Ermittlung der mittleren Abbrandrate). Daran schließt die Abklingphase mit abnehmender Brandheftigkeit und einem damit einhergehenden Temperaturabfall an. Der Zeitpunkt, zu dem die Abklingphase beginnt, kann sich beispielsweise bei kleinen oder leichtentzündlichen Brandlasten verschieben /23/.

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

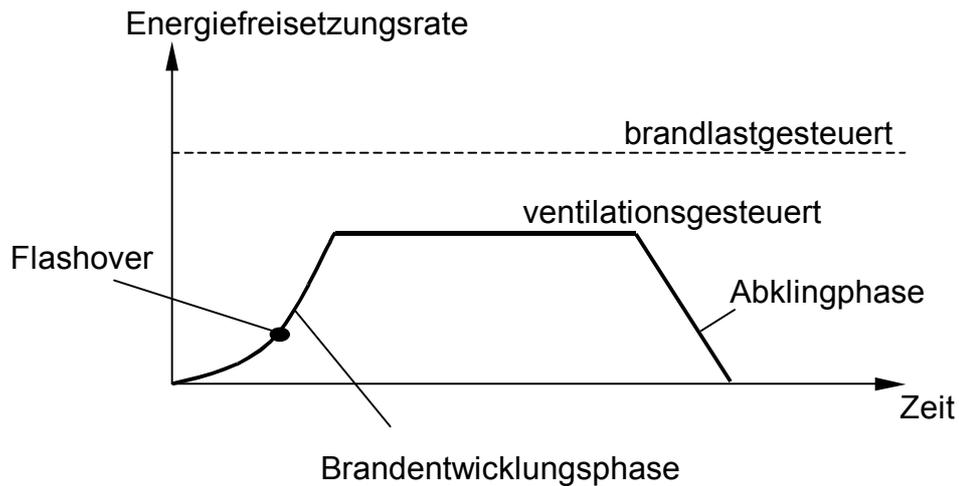


Bild 2.5 Charakteristischer zeitlicher Verlauf der einzelnen Brandphasen nach [22/

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzung und der Produktion von Rauch mit allen seinen Bestandteilen hängt von der

- ◆ Art,
- ◆ Menge,
- ◆ Zusammenstellung und
- ◆ geometrischen Anordnung.

der Brandlasten ab. Außerdem wird der Brandverlauf zusätzlich durch den Brandraum beeinflusst:

- ◆ Größe des Brandraumes,
- ◆ Physikalische und chemische Eigenschaften der Bauteile und Einbauten,
- ◆ Art der Ventilation (natürlich oder maschinell),
- ◆ Größe der Ventilationsöffnungen bzw. Kapazität der maschinellen Entrauchungsmaßnahmen,
- ◆ Lage der Ventilationsöffnungen.

Weiterhin ist die Brandentstehung für den Brandverlauf von Bedeutung:

- ◆ Art und Intensität der Zündquelle sowie
- ◆ Lage der Zündquelle im Brandraum und zu anderen Brandlasten.

Diese Parameter haben mehr oder weniger starken Einfluss auf die Entzündungs-, Brandentwicklungs- und Vollbrandphase. Bei der mathematischen Beschreibung eines Brandverlaufs muss berücksichtigt werden, dass die meisten Parameter im Verlauf eines Brandes variieren.

2.2.2 Entstehung von Brandgasen

Die brennbaren Bestandteile von Stoffen sind im Wesentlichen Kohlenstoff und Wasserstoff, sowie Schwefel. Als so genannte Ballaststoffe kommen Sauerstoff, Stickstoff, Asche und Wasser vor. Die einzelnen Elemente liegen im Brennstoff in meist nicht näher bekannten Bindungen vor /24/. Der Verbrennung selbst von relativ kleinen Kohlenwasserstoffmolekülen liegen sehr umfangreiche Reaktionsmechanismen zu Grunde. Zum Teil sind mehrere tausend Einzelreaktionen an der Gesamtreaktion beteiligt, die sich gegenseitig, und damit die Gesamtgeschwindigkeit der Reaktionen, beeinflussen /25/. Bei dem Verbrennungsvorgang selber bilden die brennbaren Bestandteile gasförmige Verbrennungsprodukte. Reagieren beispielsweise Kohlenstoff und Wasserstoff zu den Endprodukten CO_2 und H_2O , so wird diese Reaktion als vollständig bezeichnet. Daneben können je nach Art des Stoffes, der einer Verbrennung unterliegt, Atemgifte wie Kohlenmonoxid (CO), Salzsäure (HCl), Blausäure (HCN) usw. /23/ gebildet werden. In der vorliegenden Arbeit wird die stöchiometrische Verbrennungsreaktion eines einfachen Kohlenwasserstoffmoleküles C_nH_m vereinfachend formuliert als



Bei allen Verbrennungsreaktionen wird Energie freigesetzt, die als Verbrennungswärme bezeichnet wird. Der größte Teil der entstehenden Verbrennungsprodukte ist gasförmig. Das Verhalten der gasförmigen Verbrennungsprodukte kann näherungsweise mit dem idealen Gasgesetz beschrieben werden. Neben den gasförmigen Verbrennungsprodukten können auch feste Bestandteile (z.B. Ruß) freigesetzt werden.

Bei Verbrennungsprozessen werden zwei Flammentypen mit unterschiedlichem Einfluss auf die Entstehung von Brandgasen unterschieden /25/:

1. Die Verbrennung findet in Vormischflammen statt, bei denen die Brennstoffgase und die zur Verbrennung notwendige Luft bereits im Vorfeld gut gemischt werden. Diese Vormischflammen können laminar oder turbulent sein.
2. Die Verbrennung der Brennstoffgase geschieht in laminaren oder turbulenten Diffusionsflammen. Im Unterschied zu den Vormischflammen werden bei den Diffusionsflammen die Brennstoffgase und das Oxidationsmittel erst während der Verbrennung gemischt.

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Bei einem Brand flüssiger oder fester Brennstoffe handelt es sich fast ausschließlich um die Verbrennung in Diffusionsflammen. Turbulente Diffusionsflammen werden überwiegend in industriellen Feuerungen oder Brennern zur Verbrennung eingesetzt. Ist der Brennstoff gasförmig, so hängt die Abbrandrate vom Gasmassenstrom und nicht vom Verbrennungsprozess selber ab. Bei festen oder flüssigen Brennstoffen steht die Pyrolyse der gasförmigen brennbaren Anteile aber in enger Rückkopplung zwischen der Flamme und der Brennstoffoberfläche.

Wenn Stoffe einer Erwärmung unterzogen werden, so beginnen diese Gase (brennbar oder nichtbrennbar) auszudampfen. In Abhängigkeit vom Stoff, von der erwärmten Oberfläche und der zugeführten Wärmestromdichte stellt sich eine bestimmte Verdampfungsrate ein (Pyrolyse). Manche Stoffe bilden während der Verdampfung eine Kohleschicht. Bei der Stoffzersetzung können zwei Zustände auftreten:

1. Die entstandenen Gase können sich entzünden und verbrennen. Die Verbrennung findet mit offener Flamme statt.
2. Die entstandenen Gase entzünden sich nicht, aber die Pyrolyse schreitet weiter voran. Dieser Vorgang wird Verschwelung genannt.

Die Pyrolyserate der Stoffe, eine der bei Brandversuchen messbaren Größen, kann für die beiden vorgenannten Fälle durch folgende Beziehungen ausgedrückt werden (nach /26/):

$$\dot{m}_{b,Vschw}'' = \frac{\dot{q}_e'' - \dot{q}_{rr}''}{r_b} \quad (2.6)$$

$$\dot{m}_{b,Vb}'' = \frac{(\dot{q}_e'' + \dot{q}_{vb}'' - \dot{q}_{rr}'')}{r_b} \quad (2.7)$$

mit der flächenspezifischen Pyrolyserate \dot{m}_b'' (g/sm²) für den Fall der Verschwelung (Index Vschw) und der Verbrennung mit offener Flamme (Index Vb). \dot{q}_e'' (kW/m²) ist die externe Wärmestromdichte auf die Stoffoberfläche, \dot{q}_{vb}'' ist die Wärmestromdichte, die von der Flamme aus auf die Brennstoffoberfläche einwirkt. Die von der Brennstoffoberfläche abgegebene Wärmestromdichte \dot{q}_{rr}'' (Verlustwärmestromdichte) geht mit negativem Vorzeichen in die Bilanz ein. Die Wärmestromdichte bemisst sich nach der Einheit kW/m². Die Verdampfungswärme oder Verdampfungsenthalpie r_b (kJ/g) des Brennstoffes geht als weitere stoffspezifische Größe in die Gleichungen (2.6) und (2.7) ein. Werte für einige Stoffe bezüglich der Verdampfungsenthalpie und der abgegebenen Verlustwärmestromdichte sind in /26/ angegeben.

2.2.3 Die Entstehung von Brandprodukten – insbesondere Wärme

Bei der Oxidation von Brennstoffgasen mit dem Luftsauerstoff in einer offenen Flamme entsteht Wärme, wobei verschiedene exotherme Reaktionen stattfinden. Wird davon ausgegangen, dass Wärme nur in Reaktionen erzeugt wird, bei denen CO bzw. CO₂ entsteht oder Sauerstoff verbraucht wird, kann die chemische Energiefreisetzungsrates aus der folgenden Gleichung berechnet werden /26/:

$$\dot{Q}_{\text{chem}}'' = \frac{H_u}{Y_{\text{CO}_2}} \cdot \dot{m}_{\text{CO}_2}'' + \frac{H_u - H_{\text{CO}} \cdot Y_{\text{CO}}}{Y_{\text{CO}}} \cdot \dot{m}_{\text{CO}}'' \quad (2.8)$$

oder

$$\dot{Q}_{\text{chem}}'' = \frac{H_u}{Y_{\text{O}_2}} \cdot \dot{D}_{\text{O}_2}'' \quad (2.9)$$

wobei folgendes gilt:

- \dot{Q}_{chem}'' flächenspezifische chemische Energiefreisetzungsrates in kW/m²
- H_u unterer Heizwert in kJ/g – Verbrennungswärme bei vollständiger Verbrennung
- H_{CO} Verbrennungswärme von CO in kJ/g
- $Y_{\text{CO}}, Y_{\text{CO}_2}$ maximal mögliche Ausbeute (Yield) von CO und CO₂ in g/g
- Y_{O_2} maximal mögliche Ausbeute von O₂ in g/g
- $\dot{m}_{\text{CO}}'', \dot{m}_{\text{CO}_2}''$ flächenspezifische Bildungsrates von CO und CO₂ in g/m² s
- \dot{D}_{O_2}'' flächenspezifischen Sauerstoffverbrauchsrate in g/ m² s

Der Faktor $H_u/Y_{\text{O}_2} = E^v$ in Gleichung (2.9) ist für verschiedene Stoffe näherungsweise konstant /27/, so dass ein Mittelwert eingesetzt werden kann. Dieser Proportionalitätsfaktor beträgt $E^v = 13100 \text{ kJ g}^{-1}$ bzw. 17200 kJ m^{-3} , bezogen auf die Masse bzw. das Volumen des verbrauchten Sauerstoffs bei einer Temperatur von 25°C.

Die chemische Energiefreisetzungsrates von Bränden wird in einen konvektiven (Index k) und in einen radiativen Anteil (Index r) aufgeteilt:

$$\dot{Q}_{\text{chem}}'' = \dot{Q}_k'' + \dot{Q}_r'' \quad \text{oder} \quad \dot{Q}_{\text{chem}} = \dot{Q}_k + \dot{Q}_r \quad (2.10)$$

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Der gesamte konvektive Anteil der Energiefreisetzungsrate \dot{Q}_k kann aus dem Massenstrom der Rauchgase \dot{m}_e (g/s), also der Mischung aus Brandgasen und zugemischter Luft, aus der Temperaturdifferenz ΔT_e (K) dieser Mischung zur Umgebung sowie aus der spezifischen Wärmekapazität der Brandgas-Luft-Mischung $c_{p,e}$ (kJ/gK) wie folgt berechnet werden:

$$\dot{Q}_k = \dot{m}_e \cdot c_{p,e} \cdot \Delta T_e \quad (2.11)$$

Vereinfachend kann die spezifische Wärmekapazität von Luft anstelle des genauen Wertes für die Brandgas-Luft-Mischung in Gleichung (2.11) eingesetzt werden. Der dadurch entstehende Fehler ist relativ klein, wenn die Brandgase im Verhältnis 1:20 mit Luft verdünnt sind [27]. Dieses Verhältnis wird in Räumen mit einer Aufstiegshöhe der Brandgase von beispielsweise 1.5 m und einer Umgebungstemperatur von 300 °C nicht erreicht (Verhältnis 1:10 bis 1:15). Durch das Überströmen der Brandgase in benachbarte Räume wird in der Folge weitere Umgebungsluft eingemischt und das Verhältnis der Verdünnung vergrößert. Für den Fall, dass auch die chemische Energiefreisetzungsrate aus Messungen bekannt ist, lässt sich der radiative Anteil der Energiefreisetzungsrate aus Gleichung (2.10) berechnen.

Die chemische Energiefreisetzungsrate \dot{Q}_{chem}'' ist direkt proportional zu der Pyrolyse rate eines Stoffes. Wird \dot{Q}_{chem}'' über der flächenspezifischen Pyrolyserate \dot{m}_b'' eines Stoffes aufgetragen, so ergibt die Steigung dieser Geraden die effektive Verbrennungswärme $H_{u,\text{eff}}$ oder $\Delta h_{c,\text{eff}}$ in kJ/g.

Weil bei Bränden die stattfindende Oxidation (oder Verbrennung) in der Regel unvollständig abläuft, hat die effektive Verbrennungswärme für diese Fälle einen geringeren Wert als der untere Heizwert H_u . Das Verhältnis der effektiven Verbrennungswärme zum unteren Heizwert wird als Verbrennungseffektivität

$$\chi = \frac{H_{u,\text{eff}}}{H_u} \quad (2.12)$$

bezeichnet. Für Brennstoffe mit geringer Rauchentwicklung wie Methan oder Propan liegt der Wert für χ nahe bei 1 [28], weswegen Propan auch häufig zur Kalibrierung sauerstoffkalorimetrischer Messstrecken eingesetzt wird. Für Brennstoffe mit erhöhter Rauchentwicklung, wie z.B. Acetylen, gilt $\chi < 1$ [29].

Die Verbrennungseffektivität χ ist kein reiner Stoffparameter, sondern eine Funktion der chemischen Bindung der Atome in den Stoffen, der vorhandenen Ventilation im

Brandraum sowie des Mischungsverhältnisses zwischen den Brennstoffgasen und der Verbrennungsluft.

Die Abhängigkeit der Verbrennungseffektivität χ von den Ventilationsbedingungen zeigt Bild 2.6. Mit verbesserten Ventilationsbedingungen (vergrößertes Zuluftverhältnis ZLV) steigt auch die Verbrennungseffektivität. Die Ausbeute an Kohlendioxid Y_{CO_2} zeigt im übrigen einen ähnlichen Verlauf wie die Verbrennungseffektivität bzw. effektive Verbrennungswärme.

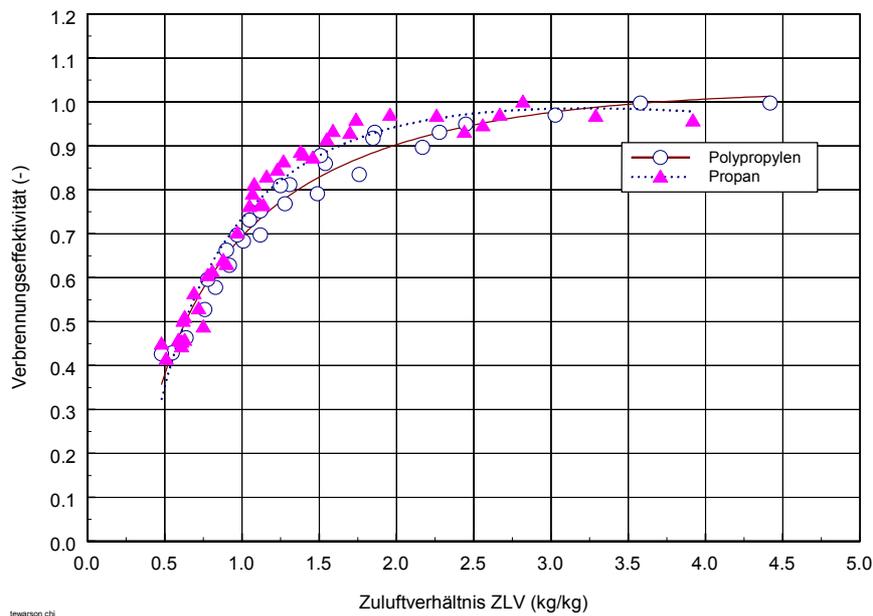


Bild 2.6: Einfluss der Ventilationsbedingungen (hier Zuluftverhältnis ZLV) auf die Verbrennungseffektivität χ , Daten aus /26/

Wird weiterhin die Abhängigkeit von den Ventilationsbedingungen betrachtet, so ergibt sich nach /30/ und /31/ für einen natürlichen Luftstrom, der in einem kleinen Raum mit homogener Temperatur durch ein einzelnes Fenster oder eine einzelne Tür mit der Höhe H_V und der Fläche A_V eintreten kann, folgende Beziehung:

$$\dot{m}_{\text{Luft}} \approx 0.5 \cdot A_V \cdot \sqrt{H_V} \quad (2.13)$$

Der Faktor 0.5 hängt gemäß /32/ von dem Austauschkoefizienten der Ventilationsöffnung, d.h. von den Temperaturen im Brandraum, ab und erreicht temperaturabhängige Werte zwischen 0.40 und 0.61 kg/s m^{-5/2}. Für die Auswertungen in dieser Arbeit wurde der in Gl. (2.13) angegebene Faktor verwendet. Wird gemäß /33/ diese Gleichung durch den stöchiometrischen Luftbedarf r (kg Luft / kg Brennstoff) des

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Brennstoffes dividiert, ergibt sich für einen natürlich ventilierten Raum die maximale Abbrandrate $\dot{m}_{b,st}$ wie folgt:

$$\dot{m}_{b,st} = \frac{0.5}{r} \cdot A_v \cdot \sqrt{H_v} = \frac{0.5}{r} \cdot B_v \cdot H_v \cdot \sqrt{H_v} \quad (2.14)$$

2.2.4 Zusammenfassung der theoretischen Betrachtungen und daraus ableitbare Folgerungen

Für vereinfachte Nachweisverfahren zur brandschutztechnischen Auslegung von Bauteilen kann an einen regelartigen Zusammenhang zwischen der Geometrie der Umfassungsbauteile den Ventilationsbedingungen und den vorhandenen Brandlasten angeknüpft werden.

Zur Bestimmung der Brandbelastung als Eingangsgröße von Nachweisverfahren sind Daten über Masse und Art der Brandlasten erforderlich

Die Erwärmung der Umfassungsbauteile hängt ab vom Energieumsatz bei der Verbrennung bzw. der Effektivität des Verbrennungsvorganges.

Ein weiterer wichtiger Einfluss ist durch die Ventilationsbedingungen gegeben. Zum einen wird der Energieumsatz durch die Größe der Luftzufuhr über die Fläche der Ventilationsöffnung A_v und, mit etwas größerer Gewichtung, die lichte Höhe der Ventilationsöffnung H_v bestimmt. Zum anderen kann durch die größere Fläche der Ventilationsöffnung dem Brandraum mehr Wärmeenergie entzogen werden.

Mit der Brandlastart liegt auch das Abbrandverhalten der Stoffe bei ventilationsgesteuerten Bränden fest. Bei einem natürlichen Brand ist die Verbrennung der Pyrolysegase in der Regel unvollständig, weswegen die daraus resultierende effektive Verbrennungswärme immer kleiner als der untere Heizwert ist. Der untere Heizwert wird im sog. Bombenkalorimeter ermittelt. Das Verhältnis von effektiver Verbrennungswärme zu unterem Heizwert eines Stoffes wird als Verbrennungseffektivität χ bezeichnet. Die Verbrennungseffektivität wird in der vorliegenden Arbeit zur Charakterisierung des Abbrandverhaltens brennbarer Stoffe verwendet.

Die effektive Verbrennungswärme ist in hohem Maße von den Bedingungen bei der Verbrennung abhängig. Hierunter fallen z. B. die chemischen Bindungen innerhalb des Brennstoffes, die Ventilationsverhältnisse am Brandherd, die in unmittelbarer Umgebung und in den Rauchgasen vorherrschenden Temperaturen. Daraus resultiert auch eine Abhängigkeit von der Strahlungsflussdichte (Wärmemenge pro Zeit

und Flächeneinheit), die auf den Brennstoff trifft. Wichtig für eine vollständige Verbrennung ist der Mischungsgrad von Verbrennungsluft und Pyrolysegasen.

Um diese Bedingungen realitätsnah darstellen zu können, müssen Versuche im Maßstab 1:1 durchgeführt werden. Neben der Art des Brennstoffes ist die Größe der Ventilationsöffnung als maßgeblicher Parameter zu variieren.

2.3 Vorgehensweise zur Entwicklung des vereinfachten Nachweisverfahrens

Mit Abbrandmodellen für Öl- und Kabelbrände werden Simulationsberechnungen (siehe Abschnitt 3) mit dem Wärmebilanzmodell FIGARO /3/ durchgeführt und die Erwärmung der Bauteile berechnet. Über einen Vergleich mit der berechneten Bauteilerwärmung durch eine Temperaturbelastung eines Normbrandes nach DIN 4102-2 (ETK) ergeben sich aus den Simulationsberechnungen äquivalente Branddauern t_a . Brandlastmenge und Ventilationsverhältnisse werden dabei in praxisrelevanten Grenzen variiert. Für den so abgegrenzten Anwendungsbereich wird ein vereinfachtes Nachweisverfahren entwickelt, mit dem die äquivalente Branddauer t_a ähnlich wie bei der Vorgehensweise nach DIN 18230-1 /2/ als Funktion der Brandbelastung, Raumgeometrie und der Ventilation in einfacher Weise aus Diagrammen abgelesen werden kann.

Die in Bild 2.6 dargestellte Abhängigkeit der Verbrennungseffektivität χ von den Ventilationsbedingungen legt es nahe, dass die Bewertung unterschiedlicher Brandlasten über die Verbrennungseffektivität vorgenommen wird. Mit der Brandlastart liegt auch das Abbrandverhalten der Stoffe bei ventilationsgesteuerten Bränden fest.

Die experimentelle Durchführung dieser Bewertung geschieht in einer für den Brand realitätsnahen Versuchsanlage. In diesen experimentellen Untersuchungen ist der maximal erreichbare Wert von χ ventilationsabhängig zu bestimmen. Die maximal erreichte Verbrennungseffektivität wird im vereinfachten Nachweisverfahren zur Charakterisierung des Abbrandverhaltens brennbarer Stoffe ohne Berücksichtigung der Brandausbreitung verwendet. Unterschiedliche (schnelle oder langsame) Brandausbreitung unterschiedlicher Konfigurationen oder unterschiedliche Lagerguthöhen werden bei der vorliegenden Versuchsanlage nicht berücksichtigt.

Die Änderung der Brandwirkungen in Abhängigkeit des Ventilationseinflusses wird über eine aus einer Parameterstudie bestimmbare Shape-Funktion berücksichtigt. Die thermischen Brandwirkungen verstärken sich mit ansteigender Ventilationsrate bis zu einem Maximalwert und klingen mit weiter vergrößerter Ventilation wieder ab. Die Ventilationsgröße ergibt sich aus natürlicher und maschineller Ventilation.

2 Stand der Technik, Theoretische Grundlagen und Vorgehensweise

Somit werden die zwei wesentlichen Parameter der Verbrennungsbedingungen – Art der Brandlast einerseits und die Ventilation andererseits – sowohl bei der Ermittlung der Verbrennungseffektivität χ als auch bei den Berechnungen der thermischen Brandwirkungen für das vereinfachte Nachweisverfahren unabhängig voneinander berücksichtigt. Es werden jeweils nur die Maximalbedingungen für die Berechnungen eingebracht: Sowohl bei der Bereitstellung der Auslegungskurven aus den Berechnungen (Abschnitt 3) als auch bei der Bestimmung des Brandverhaltens der Brandlasten über die Verbrennungseffektivität χ (Abschnitt 4). Statistische Einflüsse auf χ werden nicht berücksichtigt.

In Verbindung mit einem probabilistischen Sicherheitskonzept für unterschiedliche Einsatzbereiche (z.B. bauliche Anlagen in Kernkraftwerken oder Sonderbauten) können die mit dem vereinfachten Nachweisverfahren berechneten äquivalenten Brandauern zur Auslegung von Bauteilen für den Brandfall – über die Berechnung erforderlicher Feuerwiderstandsdauern – angewendet werden.

Zur Bestimmung der Brandbelastung als Eingangsgröße des vereinfachten Nachweisverfahrens sind Daten über die Masse und Art der Brandlasten erforderlich sowie Informationen darüber, ob es sich um ungeschützte oder durch Einschluss in Behältern oder Rohrleitungen geschützte Brandlasten handelt. Großvolumige Bauteile, die als Wärmesenken wirken, können mit dem hier erstellten Nachweisverfahren berücksichtigt werden.

3 RECHNERISCH ERMITTELTE BRANDWIRKUNGEN

3.1 Eingangsdaten für Brandsimulationsberechnungen

3.1.1 Allgemein

Zur Lösung spezieller Fragestellungen über die anlagentechnische Auslegung des vorbeugenden baulichen Brandschutzes werden numerische Untersuchungen mit Brandsimulationsmodellen durchgeführt. Die wesentliche Eingabegröße bei derartigen Berechnungen von Brandwirkungen ist die Energiefreisetzungsrate \dot{q} . Die Auswahl der Energiefreisetzungsrate bestimmt maßgeblich das Ergebnis der Berechnungen. Nicht immer können die notwendigen Eingabedaten für die Lösung spezieller Fragestellungen direkt aus Versuchen eingesetzt werden, weswegen die Daten dann auf andere Art und Weise bereitgestellt werden müssen. Wichtig hierbei ist naturgemäß, dass ein dem Brandszenarium entsprechender Ansatz für die Energiefreisetzungsrate gewählt wird. Den Ansätzen liegt die Auswertung von unterschiedlichsten Brandversuchen, die zum Beispiel in /34/, /35/ oder /36/ beschrieben wurden, zugrunde. Eine Analyse von experimentell ermittelten Energiefreisetzungsraten wird im folgenden Abschnitt beschrieben.

3.1.2 Analyse von gemessenen Energiefreisetzungsraten

Die Energiefreisetzungsrate \dot{q} kann aus Versuchen für die speziellen Randbedingungen ermittelt werden. Mit den Versuchsdaten besteht die Möglichkeit, die zeitliche Änderung der Energiefreisetzungsrate über einen quadratischen Ansatz anzunähern. Beispielsweise wird in /37/ oder /38/ folgende Beziehung vorgeschlagen:

$$\dot{q} = \alpha_q \cdot t^2 \quad (3.1)$$

In Gleichung (3.1) ist \dot{q} die Energiefreisetzungsrate in kW, t die verstrichene Zeit nach der Zündung in Sekunden und α_q ein Proportionalitätsfaktor in kW/s², der die Brandentwicklung klassifizieren soll. Der Proportionalitätsfaktor α_q kann über folgende Beziehung berechnet /39/ werden:

$$\alpha_q = \frac{\dot{q}_2 - \dot{q}_1}{(t_2 - t_s)^2 - (t_1 - t_s)^2} \quad (3.2)$$

mit

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

$$\dot{q}_1 = 500 \text{ kW}$$

$$\dot{q}_2 = 1000 \text{ kW}$$

t_1 = Zeit, zu der \dot{q}_1 erricht wird (s)

t_2 = Zeit, zu der \dot{q}_2 erricht wird (s)

t_s = Zeit, zu der \dot{q} größer ist als die Zündquelle (Source) (s)

Bei den Versuchen mit einer geringeren Energiefreisetzungsrates als 1000 kW können die Grenzwerte auf 500 kW und 250 kW verringert werden. Um die Brandentwicklung einer Konfiguration aus Brandlaststart und Verpackung zu klassifizieren, wurden in Tabelle 3.1 die in /39/ vorgeschlagenen Kategorien zusammengestellt.

Tabelle 3.1: Einteilung in Feuer- Kategorien über α_q in kW/s^2 gemäß /39/

Kategorie	
sehr schnell	$\alpha_q \geq 0.1876$
schnell	$0.1876 > \alpha_q \geq 0.0469$
mittel	$0.0469 > \alpha_q \geq 0.0117$
langsam	$0.0117 > \alpha_q \geq 0.0029$
sehr langsam	$0.0029 \geq \alpha_q$

Die aus den Messungen berechneten Werte für den Faktor α_q können anschließend entsprechend den Kategorien zugeordnet werden. In Anlehnung an das hier gezeigte Vorgehen werden beispielhaft zwei Versuche mit Regalaufbau analysiert und dargestellt. Die Randbedingungen für diese Versuche werden in Abschnitt 6.1 beschrieben. Die in einem Versuch mit Regalaufbau und Feststoffverpackung als Brandlast gemessene Energiefreisetzungsrates lässt sich durch einen quadratischen Ansatz mit $\alpha_q = 0.00342 \text{ kW/s}^2$ approximieren (Bild 3.1). Das Verfahren wurde insoweit abgeändert, als für t_s nicht der Zeitpunkt des Überschreitens der Leistung der Zündquelle gewählt, sondern die lange Vorlaufphase von ca. 30 min übersprungen und die Näherungskurve sinnvoll in den zeitlichen Ablauf eingepasst wurde.

Bei dem zweiten Beispielversuch handelt es sich um eine Regalanordnung mit Verpackungen für Flüssigkeiten. In den Verpackungen befanden sich insgesamt 160 Liter Glykol. Eine Gegenüberstellung von gemessenen Werten und der Näherung zeigt Bild 3.2. Für die Zeit t_s ergibt sich ein Wert von 160 s und ein Proportionalitätsfaktor $\alpha_q = 0.0165 \text{ kW/s}^2$.

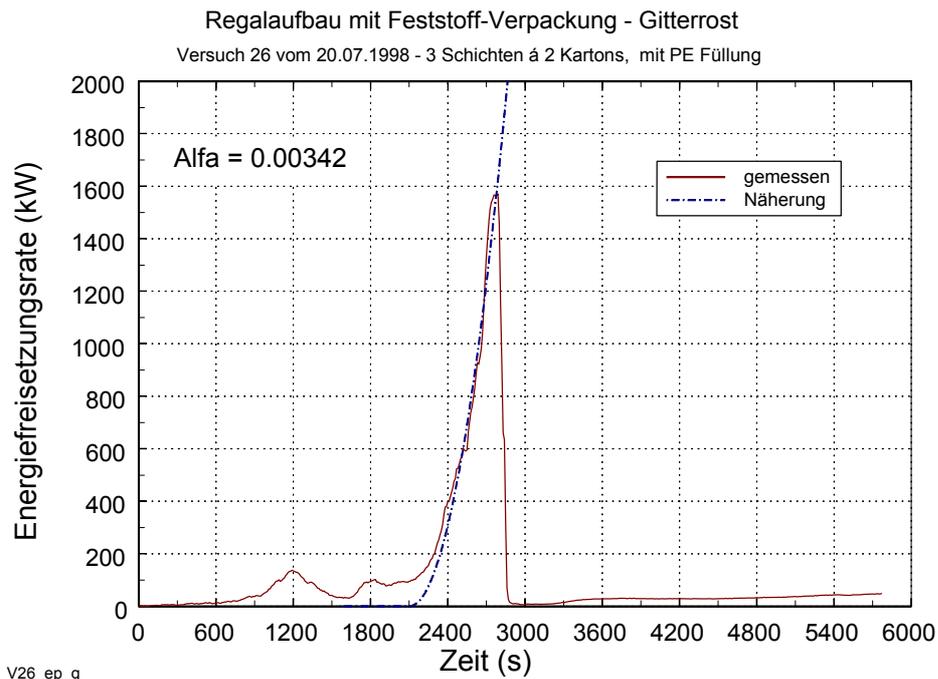


Bild 3.1: Gemessene Energiefreisetzungsrate und Approximation bei einem Regalbrand (Gitterrost) mit Feststoff-Verpackung und PE Füllung

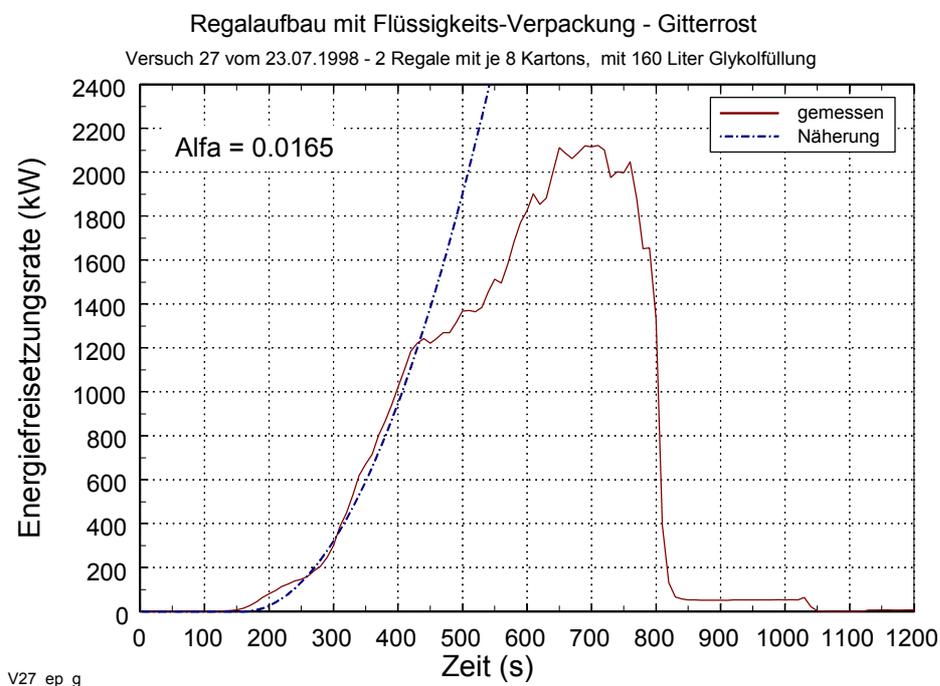


Bild 3.2: Gemessene Energiefreisetzungsrate und Approximation bei einem Regalbrand (Gitterrost) mit Flüssigkeits-Verpackung und Glykolfüllung

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

Die beiden dargestellten Versuche zeigen eine deutlich unterschiedliche Brandentwicklungsrates. Während der Feststoffbrand mit $\alpha_q = 0.00342 \text{ kW/s}^2$ gemäß /39/ in die Kategorie „langsam“ einzustufen ist, ergibt der Flüssigkeitsbrand mit $\alpha_q = 0.165 \text{ kW/s}^2$ die Kategorien „mittel“.

3.1.3 Quadratischer Ansatz für die Energiefreisetzungsrate

Auf der Grundlage experimenteller Untersuchungen zur Brandausbreitung können Brandszenarien in Anlehnung an internationale Vorschläge /40/ durch den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate beschrieben werden:

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}_0 \cdot ((t - t_0) / t_g)^2 \quad (3.3)$$

oder

$$\dot{Q}(t) = \alpha_q \cdot (t - t_0)^2 \quad (3.4)$$

wobei bedeuten

\dot{Q}_0 1000 kW

t_g Brandentwicklungszeit in Sekunden; Zeitraum, bis der Brand auf die Energiefreisetzungsrate von 1000 kW anwächst (s. /40/)

t Zeit in Sekunden nach der Zündung

t_0 Zeitdauer der „Inkubation“ des Feuers in Sekunden

In Abhängigkeit von der Brandentwicklungszeit t_g gemäß Tabelle 3.2 lassen sich gegenüber /39/ etwas veränderte Proportionalitätsfaktoren α_q berechnen.

Tabelle 3.2 Brandentwicklungszeit t_g für typische Brandszenarien oder Produkte (nach /40/, /41/)

Brandausbreitung	t_g (s)	α_q (kW/s ²)	Typische Brandszenarien oder Produkte
Langsam	600	0.0028	Dichtgepackte Papierprodukte
Mittel	300	0.111	Normale Baumwoll-Matratzen, Möbel
Schnell	150	0.0444	Plastikschaum, volle Postsäcke, Polyethylen-Paletten, Polyurethan-Matratzen, Holzpaletten
sehr schnell	75	0.1778	Benzinbrände, schnellentzündliche Polstermöbel

Das Spektrum der realen Brandverläufe wird durch die langsame, mittlere und schnelle Brandausbreitung hinreichend eingegrenzt; Bild 3.3 zeigt die entsprechenden Energiefreisetzungsrate im Vergleich /42/. Die Kategorie „sehr schnell“ gilt nur

für extrem gefährliche Brandlasten wie Benzin und wird daher hier nicht weiter betrachtet. Die Inkubationszeit t_0 ist allerdings schwierig zu bestimmen. Sie hängt unter anderem ab vom Material der Zündquelle selber, der geometrischen Konfiguration oder dem Gegenstand, der zuerst entzündet wurde.

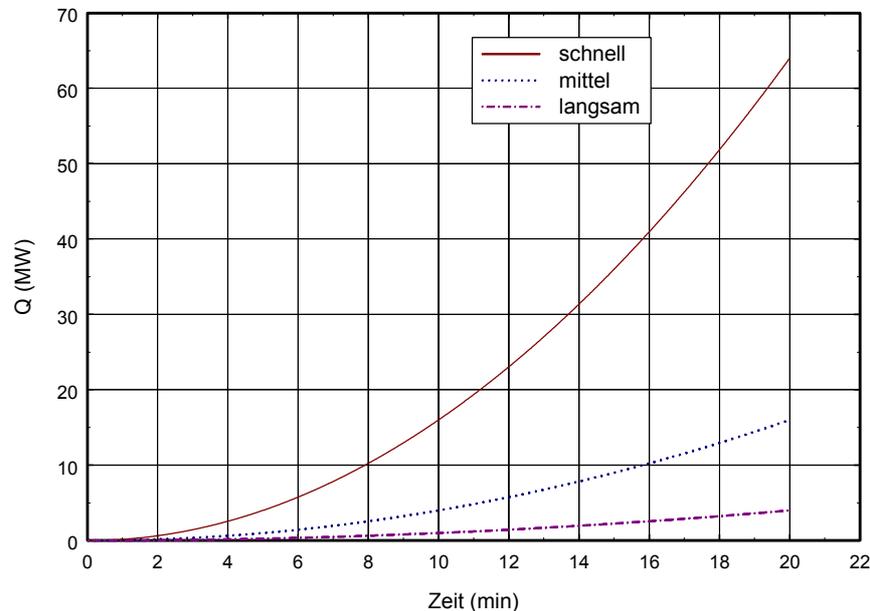


Bild 3.3 Energiefreisetzungsraten bei unterschiedlichen Brandentwicklungszeiten

Bei Annahme einer radialen Brandausbreitung mit konstanter Brandausbreitungsgeschwindigkeit v_b kann $\dot{Q}(t)$ eine zeitabhängige Brandfläche $A_b(t)$ zugeordnet werden (nach /42/):

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}'' A_b(t) \quad (3.5)$$

mit

$$A_b(t) = \dot{Q}(t) / \dot{Q}'' = \pi (v_b \cdot (t - t_0))^2 \quad (3.6)$$

Dabei bedeuten

\dot{Q}'' spezifische Energiefreisetzungsraten in kW/m²

A_b Brandfläche in m².

In Abhängigkeit von der Art und Anordnung der Brandlasten können die in /40/ angegebenen spezifischen Energiefreisetzungsraten verwendet werden (Tabelle 3.3)

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

Tabelle 3.3 Klassifizierung der Brandheftigkeit nach /40/

Energiefreisetzung	\dot{Q}''
hoch	900 kW/m ²
mittel	600 kW/m ²
niedrig	300 kW/m ²
sehr niedrig	150 kW/m ²

Mit Hilfe der vorstehenden Ansätze lässt sich der Brandverlauf von der Brandentstehungsphase bis zur Vollbrandphase realistisch beschreiben. Tendenziell werden mit den Ansätzen für die Energiefreisetzungsrates für die entsprechende Kategorie relativ hohe Werte berechnet. Die Vollbrandphase ist erreicht, wenn praktisch alle vorhandenen Brandlasten entzündet sind.

In diesem Stadium des Brandes ist anhand der vorliegenden Randbedingungen zu prüfen, ob der Brand ventilationsgesteuert oder brandlastgesteuert verläuft. Dabei begrenzt in der Regel die Ventilationssteuerung die Energiefreisetzungsrates und die Brandlaststeuerung (Verbrauch der vorhandenen Brandlast) die Branddauer.

Für die maximal mögliche Energiefreisetzungsrates gilt für den Fall

eines ventilationsgesteuerten Brandes

$$\dot{Q} = \dot{m}_{\text{Luft}} \cdot \frac{\Delta H_{u,\text{eff}}}{r}, \quad (3.7)$$

oder eines brandlastgesteuerten Brandes

$$\dot{Q} = \dot{m}_b \cdot \Delta H_{u,\text{eff}}, \quad (3.8)$$

mit

$\Delta H_{u,\text{eff}}$ = effektive Verbrennungswärme der Brandlast in MJ/kg

\dot{m}_b Abbrandrate in kg/s

r stöchiometrischer Luftbedarf in kg Luft / kg Brennstoff.

Außer Betracht bleiben hierbei Auswirkungen auf die Branddauer und die Energiefreisetzungsrates durch die Wirkung einer Löschanlage oder die Intervention der Feuerwehr.

3.2 Bereitstellung von Abbrandmodellen

3.2.1 Energiefreisetzungs- und Abbrandrate

Zur Durchführung der Berechnungen für das vereinfachte Nachweisverfahren gemäß Abschnitt 3.4 wurden Versuchsdaten in Form von Energiefreisetzungs- und Abbrandraten zugrunde gelegt. Für Brandsimulationsberechnungen wird eine Entzündung vorausgesetzt und die Verbrennung im Allgemeinen in Form einer Abbrandrate oder Energiefreisetzungsrate fest vorgegeben. Die Auswahl der Vorgabedaten kann entweder über eine Festlegung des Brandszenarios gemäß Abschnitt 3.1 erfolgen. Alternativ können durch das Vorliegen experimenteller Daten aus entsprechenden Brandversuchen Messwerte direkt eingesetzt werden. Die Energiefreisetzungsrate \dot{Q} ergibt sich nach Gl. (3.9) näherungsweise durch Multiplikation der Abbrandrate \dot{m}_b mit dem Heizwert H_u und der Verbrennungseffektivität χ :

$$\dot{Q} = \dot{m}_b \cdot H_u \cdot \chi \quad (3.9)$$

Diese vereinfachte Vorgabe der Energiefreisetzungsrate ist notwendig, weil eine umfassende Beschreibung der von vielen Parametern abhängigen realen Prozesse noch nicht Stand von Wissenschaft und Technik ist /43/. Für die Beschreibung des Brandverhaltens und der Brandausbreitung einzelner Stoffe gibt es bereits Ansätze /44/, /45/. In diesen Arbeiten werden Daten bezüglich Zündtemperatur / Zündzeitpunkt sowie der flächenbezogenen Energiefreisetzungsrate aus Brandversuchen im Cone-Kalorimeter genutzt.

Für unbekannte Brandlasten ist die Vorgehensweise durch eine Vorgabe der Energiefreisetzungsrate vertretbar, wenn die entsprechenden Eingangsdaten aus repräsentativen Brandversuchen abgeleitet werden können. Zu diesen Daten gehören im Wesentlichen die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flammen und die flächenbezogene Abbrandrate des Materials. Die Realitätsnähe der Berechnung hängt davon ab, ob die entsprechenden Eingangsdaten aus Versuchen abgeleitet wurden, die weitgehend ähnliche Anfangs- und Randbedingungen wie die zu untersuchende Situation aufweisen.

Die erreichbare Abbrandrate hängt ab vom Sauerstoffangebot und dem stöchiometrischen Luftbedarf der Verbrennung (r). Zwischen dem stöchiometrischen Luftbedarf und dem Heizwert eines Stoffes besteht ein nahezu linearer Zusammenhang, der in Bild 3.4 auf der Grundlage von Versuchsdaten für unterschiedliche Stoffe aufgetragen ist. Anhand dieses Zusammenhangs kann der vielfach unbekannte Luftbedarf eines Stoffes mit bekanntem Heizwert näherungsweise bestimmt werden.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

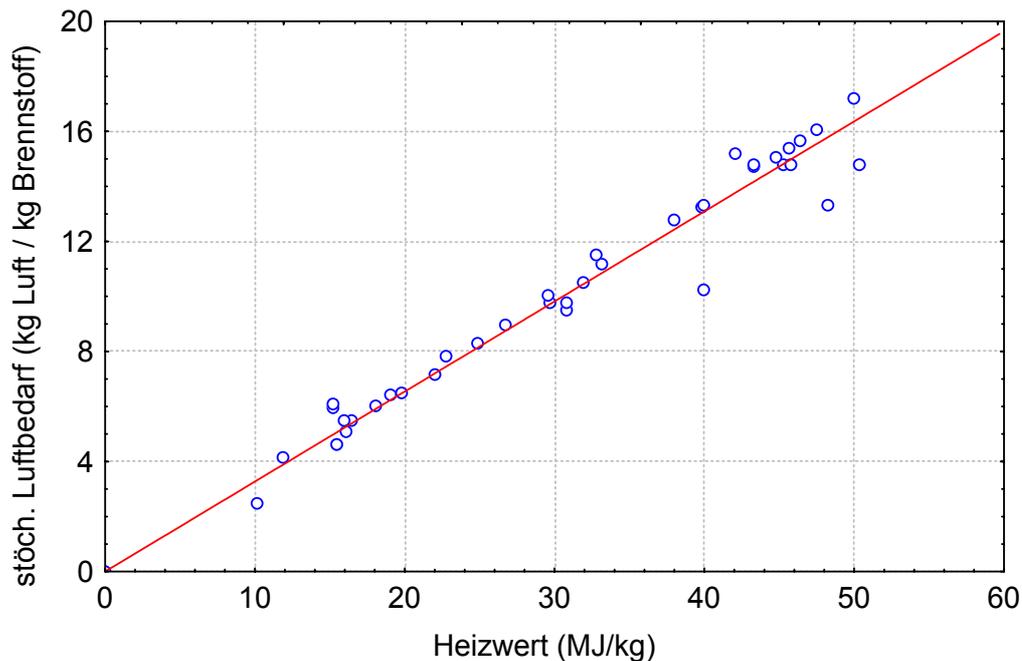


Bild 3.4 Zusammenhang zwischen Heizwert und stöchiometrischem Luftbedarf nach /46/, /47/

In Tabelle 3.4 sind Werte für einige ausgewählte Brandlasten angegeben. Wird der Heizwert von PVC-Kabeln mit einem Bombenkalorimeter bestimmt, so schwankt er in Abhängigkeit von der Zusammensetzung der Kabel, insbesondere vom PE-Anteil, zwischen 12 MJ/kg und 20 MJ/kg. Für die vorliegenden Untersuchungen in dieser Arbeit wird der Heizwert an der oberen Grenze mit $H_u = 18$ MJ/kg angenommen. Beim Verbrennungsluftbedarf ist dann ebenfalls ein Wert an der oberen Grenze der Bandbreite zu wählen (zum Vergleich: für reines PVC wäre $H_u = 15$ MJ/kg und $r = 5.5$ kg/kg zu setzen). Die Verbrennungseffektivität χ liegt bei realen Kabelbränden deutlich unter 1.0; sie wird hier mit $\chi = 0.8$ zur sicheren Seite hin abgeschätzt (siehe auch Abschnitt 4.5.2).

Die Stoffgrößen für die ausgewählten Brandlasten sowie die Verbrennungseffektivitäten in Tabelle 3.4 beruhen auf Literaturangaben; die zugehörigen Verbrennungseffektivitäten sind unbekannt und müssen vorerst mit $\chi = 1.0$ angesetzt werden.

Die Brandausbreitungsgeschwindigkeit v_f kann nur auf der Grundlage realistischer Brandversuche bestimmt werden. Eine Übertragung auf andere Situationen ist nur unter vergleichbaren Bedingungen und mit ähnlichen Brandlastanordnungen möglich. Während es zu Ölpoolbränden, neben den Untersuchungen in /58/, weltweit eine Vielzahl von Versuchen gab, aus denen das Abbrandverhalten von Öllachen relativ zuverlässig abgeschätzt werden kann, stehen zu Kabelbränden nur wenige relevante Versuchsergebnisse zur Verfügung.

Für die beiden repräsentativen Brandlastarten Öl und PVC-Kabelisolierung werden in den Berechnungen die Werte der Tabelle 3.4, Zeile 1 und 2, zugrunde gelegt:

Tabelle 3.4 Stoffgrößen H_u , r und χ ausgewählter Brandlasten

Zeile	Stoffgröße Stoffart	Heizwert H_u †		r kg/kg	χ -
		MJ/kg	kWh/kg		
1	Öl	42.0	11.7	15.2	1.0
2	PVC-Kabel	18.0	5.0	6.0	0.8
3	Holzkippen	17.3	4.8	5.5	1.0
4	Aktivkohle (Holzkohle)	32.8	9.1	11.5	*
5	Hydrauliköl	35.3	9.8	10.9	*
6	PP	43.9	12.2	15.0	*
7	Papier	13.7	3.8	4.2	*
8	Textil (Putzlappen)	31.7	8.8	9.8	*
9	PE	43.9	12.2	15.0	*
10	Gummi (Kautschuk)	42.1	11.7	13.0	*
11	Kaltreiniger (Benzin)	42.8	11.9	14.1	≈ 1.0
12	Schmierfett	41.4	11.5	≈ 13	*

* Werte liegen zur Zeit nicht vor und können nur durch Versuche mit realistischen Anordnungen bestimmt werden.

† Die Umrechnung von „MJ“ nach „kWh“ erfolgt mit dem Faktor 3.6 kWh/MJ

3.2.2 Abbrandverhalten von Kabeln

3.2.2.1 Brandszenarium

Die vorliegenden Messdaten von Naturbrandversuchen mit ungeschützten Kabelanlagen wurden hinsichtlich der Brandausbreitungsgeschwindigkeit ausgewertet. Generell ist die Auswertung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit mit Unsicherheiten verbunden. Dennoch lassen sich im Hinblick auf die hier interessierende Abschätzung des Brandausbreitungs- und Abbrandverhaltens einige wichtige Schlüsse ziehen:

- Wird die Brandausbreitung nicht von höheren Umgebungstemperaturen beeinflusst, kann sie von selbst zum Stillstand kommen. Der Verlauf des Brandgeschehens ist aber in hohem Maße von der Zündquelle und der Anordnung der Kabel abhängig und kann daher nur im Einzelfall beurteilt werden.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

- Kommt es zu einer Brandausbreitung auf einer horizontal angeordneten Kabeltrasse, so liegt die Brandausbreitungsgeschwindigkeit in der Größenordnung von 4 - 6 cm/min. Diese Werte sind bis zu einer Umgebungstemperatur von 130 °C durch die HDR-Versuche /48/ und die Versuche am iBMB im Rahmen des BMI-Vorhabens SR 144/1 /49/ abgesichert.
- Bei Umgebungstemperaturen im Bereich von 150 °C – 200 °C ist in Abhängigkeit von der Einwirkungsdauer der Zündquelle und der Trassenanordnung mit höheren Brandausbreitungsgeschwindigkeiten zu rechnen; nach den Versuchen SR 144/1 und HDR E 42.2 können sich ca. 12 - 30 cm/min ergeben.
- Steigt die Umgebungstemperatur über 200 °C an, nimmt auch die Ausbreitungsgeschwindigkeit weiterhin zu. Aus den HDR-Versuchen lassen sich für den Temperaturbereich von 200 °C – 300 °C Ausbreitungsgeschwindigkeiten von 50 - 100 cm/min ableiten. Weitere Versuche am iBMB /50/ (und die dazugehörigen Untersuchungsberichte /51/, /52/, /53/) ergaben 100 - 120 cm/min bei Temperaturen um 350 °C.

Die Daten in diesem Temperaturbereich sind aber noch nicht ausreichend abgesichert. Insbesondere fehlt eine genauere Abstufung im Temperaturbereich von 200 °C – 300 °C. Bei Temperaturen über 300 °C dürfte der Übergang zum Flashover fließend sein. So kam es bei dem Versuch E 42.2 durch immer stärker wirkende Rückkopplung (höhere Umgebungstemperatur → schnellere Brandausbreitung → höhere Energiefreisetzungsrate → höhere Umgebungstemperatur) schließlich zu einem Feuerübersprung auf andere Trassen.

Für Brandsimulationen im frühen Stadium eines Brandes können die Brandausbreitungsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur gemäß Tabelle 3.5 zugrunde gelegt werden.

Tabelle 3.5 Temperaturabhängige Brandausbreitungsgeschwindigkeiten

Umgebungstemperatur	Ausbreitungsgeschwindigkeit
< 150 °C	0.04 – 0.06 m/min
150 °C – 200 °C	0.12 – 0.3 m/min
200 °C – 300 °C	0.5 - 1 m/min

Einzelheiten der Versuchsdurchführung sowie die umfangreichen Messergebnisse sind in den Untersuchungsberichten /51/, /52/, /53/ dokumentiert. Eine zusammenfassende Darstellung der Versuche mit horizontalen und vertikalen Kabeltrassen gibt /50/.

Über die Brandausbreitungsgeschwindigkeit ergibt sich eine mit der Branddauer zunehmende Brandfläche $A_b(t)$, aus der sich mit einer flächenspezifischen Abbrandrate \dot{m}_b die für die Simulationsrechnung wichtige Energiefreisetzungsrate $\dot{Q}(t)$ berechnen lässt:

$$\dot{Q}(t) = \dot{m}_b'' \cdot A_b(t) \cdot H_u \cdot \chi. \quad (3.10)$$

Der untere Heizwert H_u und die Verbrennungseffektivität χ können wie bereits beschrieben zu einer effektiven Verbrennungswärme zusammengefasst werden (vgl. Abschnitt 2.2.3, Gl. 2.12):

$$H_{u,\text{eff}} = H_u \cdot \chi.$$

Anhaltswerte für diese Größe können aus Untersuchungen an reinem PVC und Kabeln im Cone-Kalorimeter gewonnen werden. Bei entsprechenden Experimenten am iBMB wurde ein Wert von ca. 15 MJ/kg gefunden. Dieser Wert stimmt mit anderen Untersuchungen an PVC überein /54/. Allerdings zeigen die Experimente in /55/, dass je nach verwendetem Material auch höhere Heizwerte auftreten können. Die Voruntersuchungen zu den HDR-Experimenten lieferten ebenfalls größere Differenzen in den Heizwerten. Da nicht ausgeschlossen werden kann, dass auch Kabel mit höherer effektiver Verbrennungswärme vorhanden sind, erscheint die Größenordnung von 18 MJ/kg (vgl. Tabelle 3.4) durchaus angebracht.

Für die flächenbezogene Abbrandrate von Kabel werden in der Literatur 0.008 – 0.021 kg/(m²·s) angegeben. Streng genommen ist auch diese Größe nicht konstant und kann sich im Verlauf des Brandes ändern. Wie die bereits genannten Experimente im Cone-Kalorimeter zeigten /54/, kann die flächenbezogene Abbrandrate, je nach Bestrahlungsstärke, zwischen 0.002 kg/(m²·s) und 0.025 kg/(m²·s) streuen. Tewarson /26/ hat flächenbezogene Abbrandraten aus klein- und großmaßstäblichen Experimenten ausgewertet und für PVC einen asymptotischen Wert von 0.016 kg/(m²·s) gefunden. Bei diesen Untersuchungen handelte es sich aber im Wesentlichen um ebene Oberflächen. Berücksichtigt man die Geometrie der Kabel, so kann deren Oberfläche um einen Faktor $\pi/2$ bis π größer sein als die entsprechende Projektionsfläche.

Eine grobe Abschätzung der flächenbezogenen Abbrandrate bei dem Versuch E 42.2 der HDR-Untersuchungen ergibt Werte zwischen 0.007 kg/(m²·s) und 0.03 kg/(m²·s). Daraus folgt, dass die o. g. angenommenen Werte für die flächenbezogene Abbrandrate gerechtfertigt sind. Eine genauere Eingrenzung ist anhand der bisherigen großmaßstäblichen Brandversuche nicht möglich.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

3.2.2.2 Abbrandrate

Wie in Abschnitt 3.2.1 erwähnt, ist für die Brandsimulationsrechnung die Vorgabe einer Abbrandrate oder Energiefreisetzungsrates notwendig, da die Modellierung des Verbrennungsprozesses und der Flammenausbreitung nur eingeschränkt möglich ist.

Bei annähernd flächiger Ausbreitung kann davon ausgegangen werden, dass die Abbrandrate zunächst quadratisch mit der Zeit ansteigt. Dies ist sicherlich ein grobes, aber vertretbares Modell, da die vorliegenden lokalen Gegebenheiten in den unterschiedlichen Räumen nicht im Detail beurteilt werden können. Wie in Tabelle 3.5 aus den Versuchsdaten zu entnehmen ist, verändert sich die Brandausbreitungsgeschwindigkeit mit den vorherrschenden Raumtemperaturen. Es ergibt sich aus den Versuchen eine Spannweite von 0.04 m/min bis 1 m/min. Aus diesem Grunde wird der Brandverlauf in zwei Phasen unterteilt: Bis ca. 12 Minuten wird eine Ausbreitungsgeschwindigkeit v_f von 0.1 m/min bei annähernd quadratischer Flächenzunahme vorausgesetzt. Anschließend vergrößert sich die Brandfläche um jeweils 3 m²/min. Für die flächenbezogene Energiefreisetzungsrates wird ein Wert von 450 kW/m² angenommen und für die Berechnungen in den ersten 24 min entsprechend die Abbrandrate \dot{m}_b explizit nach Tabelle 3.6 vorgegeben.

Aus Tabelle 3.6 ergeben sich flächenbezogene Abbrandraten $\dot{m}_b'' = 0.023 \text{ kg}/(\text{s}\cdot\text{m}^2)$ bis $0.027 \text{ kg}/(\text{s}\cdot\text{m}^2)$. In /56/ wurde basierend auf den HDR-Brandversuchen ein Kabelbrandmodell entwickelt, welches die Umgebungstemperatur im Bereich der Kabelbrandlasten berücksichtigt. Wird der hier angegebene Bereich der flächenbezogenen Abbrandraten unter Anwendung des Kabelbrandmodells gemäß /56/ auf die Umgebungstemperaturen umgerechnet, so ergeben sich Temperaturen zwischen 740 °C und 860 °C, was einer realistischen Annahme der Abbrandraten im Brandraum entspricht.

Tabelle 3.6 Flächenspezifische Abbrandrate für Kabelanlagen

t (min)	0	3	6	9	12	15	18	21	24
\dot{m}_b (kg/s)	0	0.023	0.04	0.06	0.12	0.33	0.54	0.76	0.98
A (m ²)	0	≈ 1	1.6	2.5	4.5	13.5	22.5	31.5	40.5

Die HDR-Experimente /48/ und amerikanische Untersuchungen /57/ haben gezeigt, dass die Abbrandraten bei Kabelbränden im fortentwickelten Stadium einen Maximalwert erreichen, der etwa einer Brandfläche von ca. 40 m² entspricht. Aus diesem Grund werden in den folgenden Berechnungen die Brandflächen zunächst auch bei

den größeren Räumen (z.B. in Kernkraftwerken) auf ca. 40 m² beschränkt. Im Sinne der Allgemeingültigkeit werden anschließend auch größere Brandflächen betrachtet.

3.2.3 Abbrandverhalten von Öl

3.2.3.1 Brandszenarium

Für die Bereitstellung des Brandszenariums wurden die Ölbrandversuche aus dem HDR-Sicherheitsprogramm /58/ herangezogen. Der Brandraum für die Brandversuche E41.1-4 hatte ein Volumen $V \approx 106 \text{ m}^3$ bei einer Grundfläche $A = 25 \text{ m}^2$. Im Bereich des Brandherdes betrug die Raumhöhe $H = 5 \text{ m}$. Die Ventilationsöffnung hatte eine Breite $B = 2.3 \text{ m}$ und eine Höhe $H = 3 \text{ m}$. Hinsichtlich der Ölbrände wird für eine Vergleichbarkeit mit den Randbedingungen bei Kabelbränden angenommen, dass durch eine defekte Rohrleitung eine Öllache (Brandlache) von maximal 40 m² entsteht. Es wird eine schnelle Brandausbreitungsgeschwindigkeit als typischer Wert in großen Industriehallen von ca. 1 m/min /47/ angenommen. Die Abbrandrate bei Ölpoolbränden nimmt überproportional mit der Poolfläche zu; bezogen auf die Fläche stellt sich jedoch bereits ab ca. 2 m² ein Maximalwert ein /59/.

3.2.3.2 Abbrandrate

Unter den gegebenen Verhältnissen wird die Abbrandrate über den Sauerstoffbedarf und die Ventilationsbedingungen bestimmt und in der Regel den maximal möglichen Wert nicht erreichen. In Übereinstimmung mit den HDR-Ölbrandversuchen /58/ wurde in der früheren Untersuchung /60/ von folgender maximalen Abbrandrate ausgegangen:

$$\dot{m}_{\text{Öl}} = 0.3 \text{ kg/s.}$$

Auf eine solche willkürliche Begrenzung wurde hier verzichtet werden, weil dieser Wert in Abhängigkeit von der Belüftung (Ventilationsverhältnisse) und Raumgeometrie überschritten werden kann.

3.3 Berechnung von Temperaturen im Brandnahbereich

3.3.1 Allgemein

Zur Berechnung von Brandwirkungen lassen sich unterschiedliche Ansätze verfolgen. Zum einen existieren Handgleichungen, mit deren Hilfe beispielsweise die Temperaturen der aufsteigenden Rauchgase über dem Brandherd (Plume) /61, 62/ näher-

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

rungsweise berechnet werden können. Zum anderen gibt es Formeln, mit denen die Temperaturen der Vollbrandphase in einem Raumbereich abgeschätzt werden können.

In der Folge existieren Ansätze zur vereinfachten Berechnung der Bauteilauslegung wie die DIN 18 230-1 /2/ oder das hier entwickelte vereinfachte Nachweisverfahren (Ingenieurmodell). Durch Eingabe weniger Parameter wie Menge und Art der Brandlast, geometrische Daten und Ventilation sowie thermophysikalische Kennwerte der Umfassungsbauteile lassen sich die Brandwirkungen in Form einer äquivalenten Branddauer angeben.

Als dritte Stufe existieren sog. Mehrraum-Mehrzonenmodelle (kurz: Zonenmodelle) FIGARO /3/, MRFC /63/ oder CFAST /64/ oder auf der Basis der computergestützten numerischen Strömungssimulation (CFD) Programme wie z.B. PHOENICS /65/ oder KOBRA-3D /66/. Bei all diesen Modellen handelt es sich um deterministische Modelle, die hier unter Verweis auf die bereitgestellten Literaturhinweise nicht weiter beschrieben werden. Die Liste gibt nur beispielhaft einige der Berechnungsprogramme an und erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit.

Muss ein gesonderter Nachweis über die Brandgefährdung spezieller Bauteile (z.B. ein Träger, unter dem sich Brandlasten befinden) geführt werden, erlauben empirische Ansätze zur Berechnung von Plume-Temperaturen die Betrachtung der Temperaturentwicklung in der Nähe des Brandherdes. Da bei der Berechnung der Temperaturen mit den bekannten Plume-Ansätzen von ZUKOSKI /67/, McCAFFREY /62/, THOMAS-HINKLEY /68/ usw. von der Einmischung „kalter“ Umgebungsluft ausgegangen wird, muss im Fall eines fortentwickelten Brandes eine bereits ausgebildete Heißgasschicht gesondert berücksichtigt werden. Die eingemischten Umgebungsgase sind für den letztgenannten Fall bereits erwärmt, wodurch sich auch die Temperatur der im Plume nach oben strömenden Brandgase erhöht. Ein Überblick über die unterschiedlichen Modelle geben z.B. /3/ oder /23/.

3.3.2 Empirischer Ansatz

Wie oben bereits angedeutet, unterliegt die Berechnung der Centerline (Mittelachse über dem Brandherd) Temperaturen im Plume und der Temperaturen im Ceiling Jet bei Ausbildung einer Heißgasschicht besonderen Regeln /69/.

Das Heskestad-Delichatsios Modell /70/ (H-D-Modell) für die Berechnung der Temperaturerhöhung ΔT_p in der Mittelachse eines Plume im Falle ohne Heißgasschicht lautet:

$$\Delta T_p = \frac{T_\infty \cdot (\dot{Q}^*)^{2/3}}{(0.188 + 0.313 \cdot r/Z)^{4/3}} \quad (3.11)$$

oder speziell mit dem Abstand $r = 0$ m zur Mittelachse

$$\Delta T_p = 9.28 \cdot T_\infty \cdot (\dot{Q}^*)^{2/3} \quad (3.12)$$

mit

$$\dot{Q}^* = \frac{(1 - \chi_r) \cdot \dot{Q}}{\rho_\infty \cdot c_p \cdot T_\infty \cdot g^{1/2} \cdot Z^{5/2}} \quad (3.13)$$

Dabei ist \dot{Q} die Energiefreisetzungsrate (kW), χ_r der radiative Anteil der Energiefreisetzungsrate, der als Strahlung den Brandherd verlässt, g die Erdbeschleunigung und Z der Abstand zwischen Brandherdoberfläche und Decke. Bei einer Umgebungstemperatur von 20°C ergibt sich aus den Gleichungen (3.11) und (3.13):

$$\Delta T_p = 25.5 \cdot \frac{((1 - \chi_r) \cdot \dot{Q})^{2/3}}{Z^{5/3}} \quad (3.14)$$

Im Fall einer Heißgasschicht, die sich im Verlauf des Brandes entwickelt hat, sind weitere geometrische Definitionen zu treffen:

$Z_{l,1}$ = Höhenunterschied vom Brandort zur Untergrenze der Rauchgasschicht

H_1 = Höhenunterschied zwischen Brandort und Raumdecke

Wenn sich eine Heißgasschicht ausgebildet hat, so müssen die aus Gleichungen (3.11) und (3.13) gegebenen Definitionen geändert werden, damit die Temperaturen richtig bestimmt werden können. Durch die Heißgasschicht werden hier nicht mehr nur die geringen Temperaturen aus der unteren relativ kalten Schicht eingemischt, sondern es werden ab der Untergrenze der Heißgasschicht die warmen oder heißen Rauchgase in die im Plume zur Decke aufsteigenden Gase eingemischt. Es ergeben sich nach /69/ die folgenden Beziehungen, wobei die Stärke einer substituierten Wärmequelle mit Lage in der Heißgasschicht definiert wird:

$$\dot{Q}_{l,1}^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty \cdot c_p \cdot T_\infty \cdot g^{1/2} \cdot Z_{l,1}^{5/2}} \quad (3.15)$$

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

$$\dot{Q}_{i,2}^* = \left[\frac{1 + C_T \cdot (\dot{Q}_{i,1}^*)^{2/3}}{C_T \cdot \xi} - \frac{1}{C_T} \right]^{3/2} \quad (3.16)$$

$$Z_{i,2} = Z_{i,1} \cdot \left[\frac{\xi \cdot C_T \cdot \dot{Q}_{i,1}^*}{(\dot{Q}_{i,2}^*)^{1/3} \cdot [(\xi - 1)(\beta^2 + 1) + \xi \cdot C_T \cdot (\dot{Q}_{i,2}^*)^{2/3}]} \right]^{2/5} \quad (3.17)$$

Diese Größen werden für eine modifizierte Eingabe in die Centerline Temperatur oder Ceiling Jet Temperatur benutzt. Außerdem ergibt sich eine modifizierte Raumhöhe H_2 :

$$H_2 = H_1 - Z_{i,1} + Z_{i,2} \quad (3.18)$$

und

$$\dot{Q}_2 = \dot{Q}_{i,2}^* \cdot \rho_{\infty,2} \cdot c_p \cdot T_{\infty,2} \cdot g^{1/2} \cdot Z_{i,2}^{5/2} \quad (3.19)$$

$\rho_{\infty,2}$ und $T_{\infty,2}$ sind die Umgebungsbedingungen mit den Werten aus der Heißgaschicht, wobei gilt:

$$\rho_0 \cdot T_0 = \rho_{\infty,2} \cdot T_{\infty,2} = 353 \text{ kg/m}^3 \cdot \text{K} = \text{const.} \quad (3.20)$$

Folgende Daten werden für die Berechnung benötigt:

Heißgastemperatur	T_S bzw. T_U oder $T_{\infty,2}$	in K
Temperaturverhältnis	$\xi = \frac{T_U}{T_L}$ bzw. $\frac{T_S}{T_0}$	
Lage der Grenzschicht	$Z_{i,1}$	in m
Energiefreisetzungsrate	\dot{Q}	in kW
Luftschichttemperatur	T_L bzw. T_0	in K
Dimensionslose Konstante	$C_T = 9.115$	
Dimensionslose Konstante	$\beta^2 = 0.913$ (Verhältnis von Temperatur zu Geschwindigkeit im Profil)	

Aus diesen Werten wird jetzt die Temperatur unter der Decke ($r = 0$) berechnet:

$$\Delta T_P = \Delta T_{H-D} (r \leq 0.18 \cdot H)$$

$$\Delta T_p = T_\infty \cdot \dot{Q}^{*2/3} \cdot (0.188)^{-4/3}$$

⇒ Für den Fall ohne Rauchgasschicht

$$\Delta T_p = 9.28 \cdot T_\infty \cdot \frac{\dot{Q}^{2/3}}{(\rho_\infty \cdot c_p \cdot T_\infty \cdot g^{1/2})^{2/3}} \cdot \frac{1}{Z^{5/3}} \quad \text{mit}$$

$$= 25.5 \cdot \frac{\dot{Q}^{2/3}}{Z^{5/3}}$$

$$T_\infty = 293 \text{ K}$$

$$\rho_\infty = 1.1881 \text{ kg/m}^3$$

$$c_p = 1.007 \frac{\text{kJ}}{\text{kg K}}$$

$$g = 9.81 \text{ m/s}^2$$

Im Fall einer ausgebildeten Heißgasschicht ist für die Wärmequelle $\dot{Q}^* \rightarrow \dot{Q}_2^*$ und für den Abstand zwischen Brandquelle und Decke H_2 zu berücksichtigen. Dadurch ergibt sich die folgende Beziehung, die bei der Auswertung der weiter unten beschriebenen Versuche eingesetzt wurde:

$$T_p = T_{\infty,s} + 25.5 \cdot \frac{(\dot{Q}_2)^{2/3}}{H_2^{5/3}} \quad (3.21)$$

Die Addition der berechneten Temperaturerhöhungen zu der in der Heißgasschicht herrschenden Temperatur $T_{\infty,s}$ ergibt dann die Temperatur unter der Raumdecke über dem Brandherd.

3.3.3 Vergleich mit Messwerten

Im Folgenden werden die oben angegebenen Gleichungen eingesetzt, um die Deckentemperaturen über dem Brandherd bei Poolbrandversuchen mit Spiritus zu bestimmen. Dabei handelt es sich um Versuche, die in einem Brandofen mit ca. 40 m² Grundfläche und einer lichten Raumhöhe von ca. 6.20 m durchgeführt wurden [71].

Bei den dort durchgeführten Versuchen wurden die Größe des Spiritus-Pools (und damit die Energiefreisetzungsrate) sowie die Lage der Pools im Brandofen variiert. Außerdem wurde die Ventilation über in den Wänden angebrachten Fenstern oder über horizontale Öffnungen in der Brandraumdecke geändert. Nebenher wurde der Einfluss unterschiedlicher Fenstermaterialien untersucht.

Versuche mit 120 l Spiritus wurden in zwei nebeneinander stehenden Wannen mit insgesamt 1.5 m² Fläche durchgeführt. Im Ergebnis stellte sich eine Brandleistung von ca. 1 MW ein. Für weitere Versuche mit ca. 1.8 bis 2 MW Brandleistung wurde eine Brennstoffmenge von 200 l Spiritus in einer 3 m² großen Wanne eingesetzt. Die Höhe der brennenden Oberfläche befand sich ca. 0.7 m über dem Boden des Brandofens. Bild 3.5 und Bild 3.6 zeigen die Ergebnisse der Berechnungen und Messungen.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

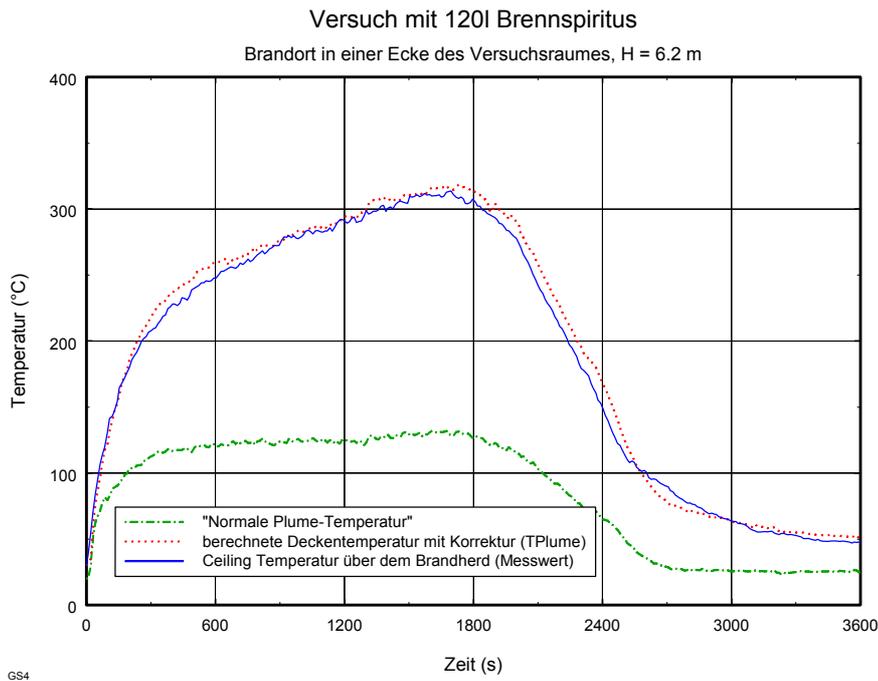


Bild 3.5 Gemessene und berechnete Deckentemperatur bei einem Poolbrand mit ca. 1 MW Brandleistung; Eckenposition des Brandherdes

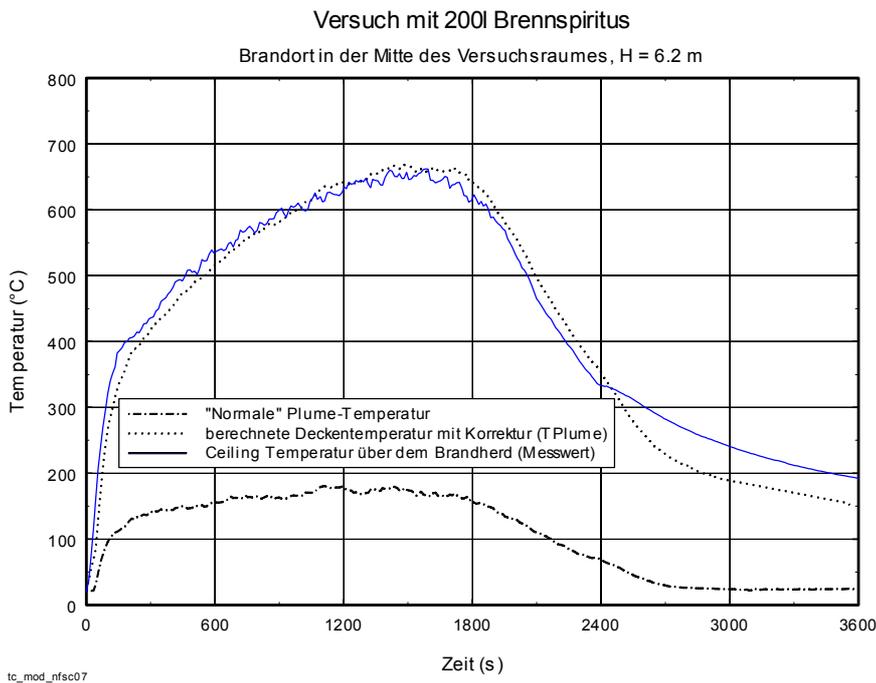


Bild 3.6: Gemessene und berechnete Deckentemperatur bei einem Poolbrand mit ca. 1.8 MW Brandleistung; Brandherd in der Mitte des Brandofens

Ein Vergleich der Temperaturen im Plume-Bereich, die unter Berücksichtigung einer vorhandenen Heißgasschicht berechnet wurden („berechnete Deckentemperatur mit Korrektur“), mit den Messwerten zeigt eine gute Übereinstimmung. Dagegen werden

bei Zugrundelegung der „normalen Plume-Temperatur“ (ohne Berücksichtigung einer Heißgasschicht) viel zu geringe Temperaturen berechnet. Das Vorhandensein einer Heißgasschicht ist daher zu überprüfen.

Für die ingenieurgemäße Untersuchung brandschutztechnischer Fragestellungen, die im Rahmen von individuellen Brandschutzkonzepten vorgenommen werden, ist häufig die Kenntnis von Umgebungstemperaturen im Umfeld des Brandereignisses wesentlich. Dabei stehen Fragen nach dem Auslösezeitpunkt von Sprinklern, die Temperaturbeaufschlagung von Bauteilen und das Erreichen kritischer Temperaturen für Menschen oder Baustoffe im Vordergrund. Vielfach wird diese Berechnung mit Zonenmodellen oder überschlägig mit Plume-Ansätzen vorgenommen. In Fällen, bei denen sich während des Brandverlaufes eine heiße Rauchgasschicht bildet, werden zu geringe Plume-Temperaturen berechnet. Mit Hilfe von modifizierten Ansätzen nach Abschnitt 3.3.2 besteht die Möglichkeit, realistischere Werte zu berechnen, da sie insbesondere eine Vermischung der im Plume aufsteigenden Verbrennungsgasen mit den heißen Rauchgasen einer ausgebildeten Rauchgasschicht mit endlicher Temperatur in die Betrachtung einbeziehen.

Berechnung der Bauteiltemperaturen

Weitergehende Berechnungen bezüglich der Bauteiltemperaturen in speziellen Bauteilen oder Bauteiltiefen (z.B. Lage der Bewehrung) lassen sich auf der Grundlage der nach Abschnitt 3.3.2 bestimmten Umgebungstemperaturen mit Hilfe einer thermischen Analyse durchführen.

Die thermische Analyse dient der Beschreibung des Wärmestroms und in dessen Folge der Bestimmung der Temperaturverteilung eines brandbeanspruchten Bauteils in Abhängigkeit von der Zeit. Bei der thermischen Analyse müssen die thermischen Einwirkungen (Brandbeanspruchung) und temperaturabhängige thermische Materialeigenschaften und u. U. Einflüsse von Schutzschichten (Bekleidungen) berücksichtigt werden.

Grundlage für alle numerischen Verfahren zur Beschreibung der instationären Wärmeleitung in Festkörpern ist die Fouriersche Differentialgleichung in der Form

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (3.22)$$

mit

$T(t,x,y,z)$: Temperatur (in K)

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

t:	Zeit in s
$a = \frac{\lambda_w}{\rho \cdot c_p}$:	Temperaturleitzahl in m ² /s
λ_w :	Wärmeleitfähigkeit in W/(m·K)
ρ :	Rohdichte (in kg/m ³)
c_p :	spezifische Wärme in J/(kg·K)
x, y, z:	Raumkoordinaten in m

wenn sich keine Wärmequellen– oder senken im Körperinneren befinden. Diese parabolische partielle Differentialgleichung beschreibt den Zusammenhang zwischen der örtlichen und zeitlichen Temperaturänderung im Bauteil. Eine analytische Lösung lässt sich nur für Sonderfälle unter stark vereinfachenden Voraussetzungen wie temperaturunabhängige thermische Stoffeigenschaften und Vorhandensein eines homogenen und isotropen Körpers finden. Zur Lösung des instationären Wärmeleitungsproblems stehen verschiedene numerische Methoden zur Verfügung. Am bekanntesten sind die Methode der Finiten Differenzen und die Finite Element Methode (FEM). Beispiele für Computerprogramme, mit denen die Lösung der Wärmeleitung im Brandfall über die numerischen Methoden (FEM) verarbeitet wird, sind beispielsweise FIRES-T /72/ oder TASEF-2 /73/. Auf der Grundlage von Berechnungen, die mit dem FEM-Programm TASEF-2 durchgeführt wurden, wird in /74/ und /75/ ein Verfahren vorgestellt, mit dem durch wenige Gleichungen die Erwärmung bei gegebener Umgebungstemperatur kalkuliert werden kann.

3.3.4 Reduktion von Temperaturmessungen bei Raumbrandversuchen

Die für das oben vorgestellte Modell benötigten mittleren Temperaturwerte für die Heiß- und die Kaltgasschicht wurden aus den an jeweils zwei vertikalen Temperaturmessketten im Brandofen bei den Brandversuchen gemessenen Temperaturprofilen ermittelt /71/, /76/. Dazu wird ein in /77/ vorgestelltes Verfahren eingesetzt. Mit Hilfe der dort angegebenen Gleichungen lassen sich aus einem gemessenen Temperaturprofil jeweils eine homogene Temperatur in der Heißgasschicht T_S und in der Kaltgasschicht T_L sowie die Lage der Grenzschicht zwischen den beiden Schichten über dem Boden z_i bestimmen. Die dazu eingeführten Gleichungen haben folgende Gestalt:

$$\int_0^{z_r} \frac{1}{T_r(z)} dz = \frac{z_r - z_i}{T_S} + \frac{z_i}{T_L} \quad (3.23)$$

$$\int_0^{z_r} T_r(z) dz = (z_r - z_i) \cdot T_S + z_i \cdot T_L \quad (3.24)$$

Die Gleichung (3.23) ist eine Bedingung für die Massenbilanz, Gleichung (3.24) beschreibt die Mittelwertbildung, hat aber in der Form keine physikalische Bedeutung. Durch Multiplikation mit den thermischen Stoffwerten der Dichte und der spezifischen Wärmekapazität bei konstantem Druck sowie der betreffenden Fläche ergibt sich eine Energiebilanz. Für die praktische Ausführung dieser Berechnungen wird vorgeschlagen, die Temperatur des untersten Messpunktes an einer vertikalen Thermo-elementkette als T_L zu definieren und dann die beiden anderen Unbekannten zu bestimmen. Die Lage der Grenzschicht z_i wird mit der Höhe bestimmt, bei der die Steigung des Temperaturprofils den Maximalwert hat. Die Temperatur der oberen Schicht T_S lässt sich anschließend aus Gleichung (3.23) bestimmen. Die Raumhöhe wird mit z_r bezeichnet.

Bei den in /71/ durchgeführten Versuchen wurden an drei unterschiedlichen Punkten Temperaturprofile aufgenommen. Eine Kette war immer direkt über der Brandlast. Deswegen wurde die Berechnung der Schichttemperaturen für jede Kette getrennt durchgeführt. Um zu einer gesamten Schichttemperatur zu gelangen, wurde der Mittelwert der berechneten Werte aus den beiden nicht direkt der Brandlast ausgesetzten Thermo-elementketten gebildet.

3.4 Berechnungsgrundlagen und Randbedingungen für das vereinfachte Nachweisverfahren

3.4.1 Einführung

Das in Abschnitt 3.3 eingeführte Verfahren dient zur Berechnung von lokalen Temperaturen im Bereich einzelner exponierter Bauteile (z.B. unbedeckte Stahlträger). Für die Auslegung größerer Bereiche dürfen nicht nur lokale thermische Brandwirkungen, sondern es muss das gesamte Tragwerk betrachtet werden. Deswegen wurden die nachfolgenden Berechnungen mit dem Mehrraum-Zonenmodell FIGARO (ausführliche Beschreibung in /3/) durchgeführt, das im Zusammenhang mit der rechnerischen Begleitung von großmaßstäblichen Brandversuchen vielfach überprüft und bestätigt wurde /78/, /79/, /80/. Das Ergebnis der in den folgenden Abschnitten durchgeführten Berechnungen ist ein Bemessungsdiagramm, mit dem einer Brandlastdichte in einem Brandabschnitt eine äquivalente Branddauer zugewiesen werden kann. Dieses Bemessungsdiagramm bildet die Grundlage für das in Abschnitt 5 entwickelte vereinfachte Nachweisverfahren.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

3.4.2 Konvektiver Wärmeübergang

Nach /3/ wird der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_w (in $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$) an die Umfassungsbauteile gemäß dem in /81/ aus Ähnlichkeitsbetrachtungen unter Berücksichtigung der Grashof-Zahl und der Nußelt-Zahl entwickelten Ansatz

$$\alpha_w = 5 \cdot \sqrt[3]{|T - T_w|} \quad (3.25)$$

berechnet. Dieser Ansatz berücksichtigt die Umgebungstemperatur T und die Oberflächentemperatur der Umfassungsbauteile T_w ; mindestens aber gilt $\alpha_w = 5 \text{ W}/\text{m}^2\text{K}$.

3.4.3 Radiativer Wärmeübergang

Die Wärmeübertragung durch Strahlung spielt gerade im Brandnahbereich eine bedeutende Rolle. In dieser Region werden zwischen Brandherd (Plume), Decken- und Bodensegment sowie der Heißgasschicht untereinander große Wärmemengen durch Strahlung ausgetauscht. Als Deckenbereich wird derjenige Teil der Umfassungsbauteile betrachtet, der mit der Heißgasschicht in Kontakt ist, der Rest wird als Bodenbereich betrachtet. Im Rechenprogramm FIGARO erfolgt die Beschreibung des Wärmestrahlungsaustausches zwischen festen Materialien nach den Gesetzen, die für ideale Strahler gelten.

Als Ausgangspunkt gilt in /3/ die mathematische Formulierung des Stefan-Boltzmann-Gesetzes. Unter der Annahme, dass dieses Gesetz mit hinreichender Genauigkeit auch für technische Oberflächen gilt, können Emissions- und Absorptionsgrad der Umfassungsbauteile berechnet werden. Im Gegensatz zu den Emissions- und Absorptionsgraden technischer Oberflächen (grauer Strahler) ist das Absorptionsverhalten von Plume und Heißgasschicht von der Schichtdicke, Temperatur und den Konzentrationen von CO_2 und H_2O abhängig. Wenn diese Anteile im Rauchgas bekannt sind, kann die von der Heißgasschicht absorbierte und emittierte Energie annähernd berechnet werden.

Die vollständige Erfassung des Strahlungsaustausches unter Berücksichtigung der Gasstrahlung über die Einstrahlzahlen geschieht über ein in /82/ entwickeltes statistisches Berechnungsverfahren zur mathematischen Beschreibung der Wärmestrahlung mit variabler Gasschichthöhe. Dazu werden die Einstrahlzahlen mit dem separaten Berechnungsmodell DOBB /83/ vorab für die gewählte Raumkonfiguration berechnet. Die Absorptionszahlen für die vier Zonen Plume, Heißgasschicht, Boden und Decke werden nach der Monte-Carlo-Methode für vier verschiedene Gasschichtdicken berechnet. Während der Berechnungen mit FIGARO werden die Ein-

strahlzahlen für die aktuelle Gasschichtdicke über ein Polynom dritten Grades interpoliert. Als Emissionsgrad wurde für die durchgeführten Berechnungen 0.9 eingesetzt.

3.4.4 Vergleichsbauteil im ETK-Brand

Die Eingangsdaten für die Berechnungen wurden in den Abschnitten 3.1 bis 3.2 ausführlich diskutiert. Die verbleibenden Unsicherheiten in den Annahmen zur Ventilation und zum Abbrandverhalten werden im Rahmen von Parametervariationen und Sensitivitätsstudien weiter verfolgt. Die Ergebnisse der Sensitivitätsstudien gehen ebenfalls in das vereinfachte Nachweisverfahren ein.

Als kennzeichnende Größe für die Beanspruchung von Konstruktionen bei einem Brand wird die äquivalente Branddauer t_a bestimmt. Hierzu wird während jedes Rechenschrittes die Temperatur ermittelt, die in 3.5 cm Tiefe einer Stahlbetondecke von 30 cm Dicke auftritt (vgl. /60/, /84/). Die Erwärmung dieses „Vergleichsbauteils“ im Naturbrand wird mit der entsprechenden Temperatur bei Normbrandbeanspruchung gemäß Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102 Teil 2 verglichen. In Bild 3.7 sind die vorab berechneten Temperaturzeitverläufe bei ETK-Brandbeanspruchung des Vergleichsbauteils in einem 2.5 m hohen Raum und einem 5.0 m hohen Raum dargestellt.

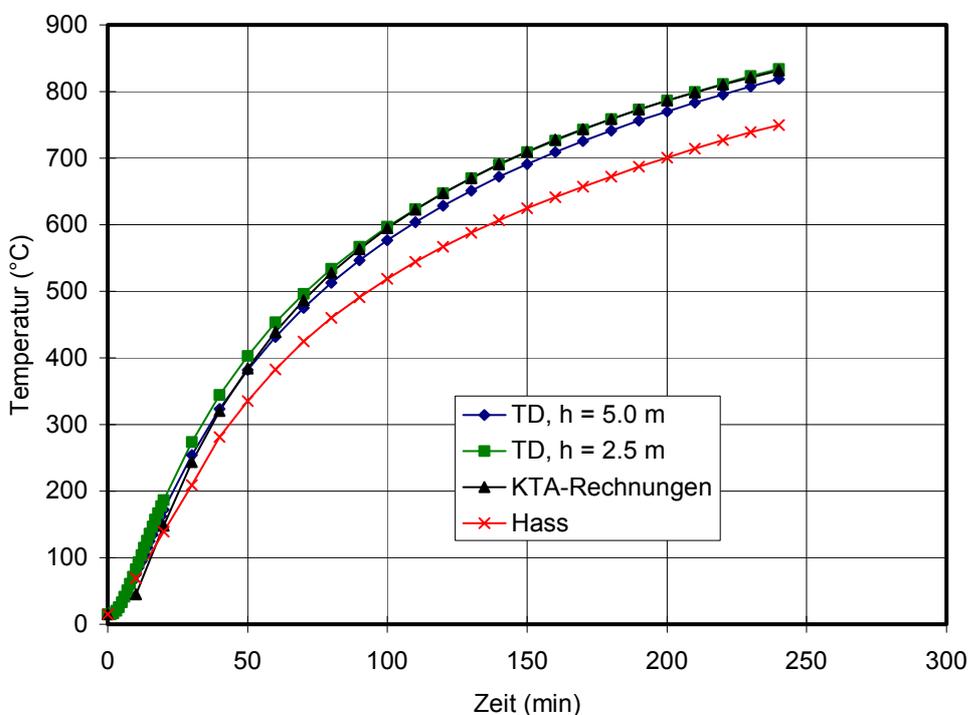


Bild 3.7 Berechnete und gemessene Vergleichsbauteiltemperatur bei ETK-Brand

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

Zum Vergleich sind die bei einem Normbrandversuch in einem Vergleichselement gemessenen (Hass /12/) sowie die für die Studie /60/ berechneten Temperaturen (KTA-Berechnungen /85/) eingezeichnet. Es ist zu erkennen, dass die rechnerischen Vergleichsbauerteiltemperaturen etwas höher als die experimentell ermittelten ausfallen.

Die Erwärmung in einer Bauteiltiefe von 3 cm bei weiteren Versuchen mit ETK-Brandbeanspruchung von Stahlbetonbalken /86/ und von Stahlbetonstützen /87/ zeigt Bild 3.8. Zusammenfassend ergibt sich aus Bild 3.7 und aus Bild 3.8, dass die Werte der KTA-Rechnungen am besten mit den Messwerten der Balken-Versuche bei einem Feuchtigkeitsgehalt von 3 bis 4 Gew.-% übereinstimmen. Die Werte von Hass korrespondieren mit den Messwerten aus den Brandversuchen mit den Stahlbetonstützen. Unter Berücksichtigung einer bauüblichen Feuchte von ca. 3-4 Gew.-% bieten sich die Messwerte aus den Brandversuchen mit den Balken als Vergleichswerte für die Berechnungen an.

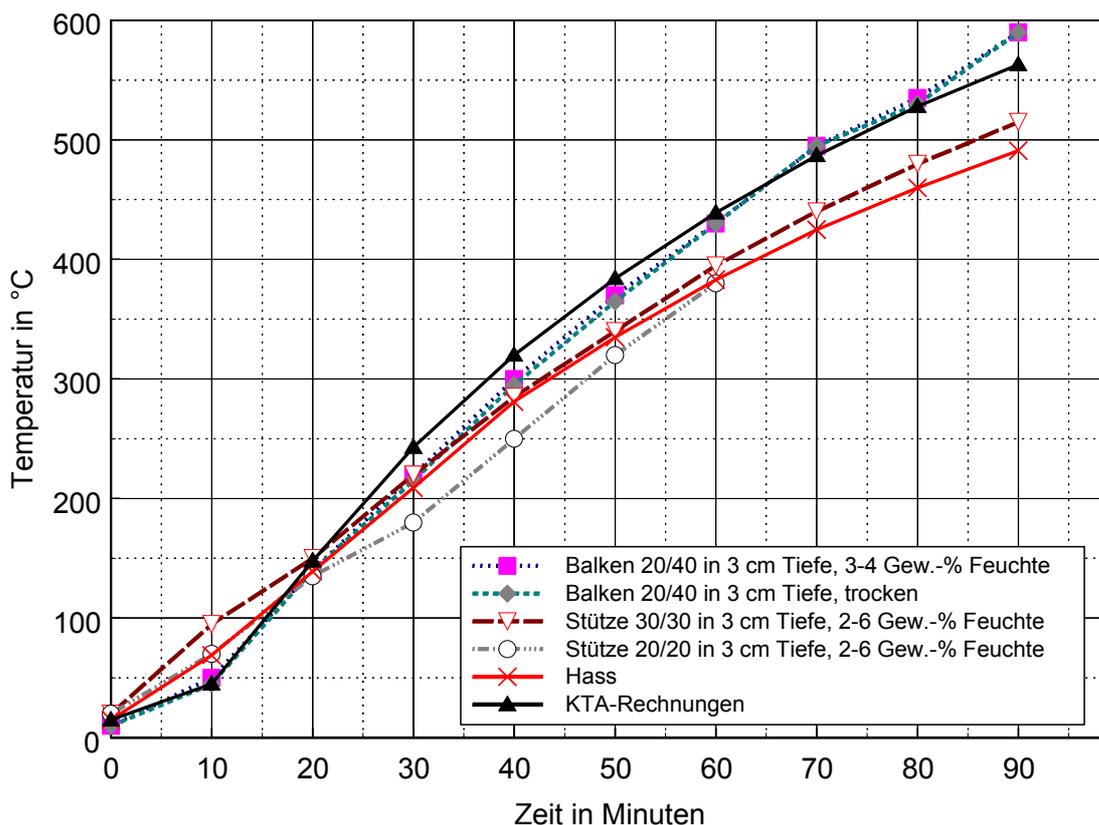


Bild 3.8 Messwerte aus Brandversuchen unter ETK-Beanspruchung an Balken /86/ und Stützen /87/ aus Stahlbeton mit unterschiedlichen Feuchten

Bei den Berechnungen in den folgenden Abschnitten werden die für die unterschiedlichen Szenarien berechneten Werte zur Ermittlung der äquivalenten Branddauer mit

denen bei ETK-Brandbeanspruchung – ebenfalls vom Zonenmodell – berechneten Werten verglichen.

Jeder im Naturbrand (Öl- oder Kabelbrand) erreichten Bauteiltemperatur kann jetzt nach Bild 3.7 bzw. nach Bild 3.8 die Dauer eines äquivalenten ETK-Brandes zugeordnet werden, wobei nur die zur maximalen Bauteiltemperatur während des Naturbrandes zugehörige Normbranddauer als „äquivalente Branddauer“ definiert ist.

3.4.5 Geometrische Randbedingungen

Für Berechnungen mit dem Wärmebilanzmodell FIGARO /3/ sind realitätsnahe Angaben zu den tatsächlichen Brandlasten, Raumgeometrien und Lüftungsverhältnissen von großer Bedeutung. Um den hier vorgelegten Untersuchungen, die schwerpunktmäßig auf den Anwendungsbereich kerntechnischer Anlagen ausgerichtet sind, eine solide Basis zu geben, wurden die Randbedingungen der Untersuchungen /88/ und /89/ den Berechnungen zugrunde gelegt. In /89/ z.B. bewegt sich die Grundfläche der Räume zwischen 9 m^2 und 450 m^2 . Stellvertretend werden in den Berechnungen folgende Grundflächen berücksichtigt:

$$A_1 = 150 \text{ m}^2,$$

$$A_2 = 250 \text{ m}^2 \text{ und}$$

$$A_3 = 450 \text{ m}^2.$$

Die Räume werden zur Verfeinerung der Kontrollvolumina für die Berechnungen mit dem Zonenmodell FIGARO in mindestens drei und maximal neun Kontrollvolumina (Segmente) unterteilt. Der Brandherd wird jeweils im mittleren Segment angenommen, so dass eine Brandausbreitung in zwei entgegengesetzte Richtungen möglich ist (Bild 3.9).

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

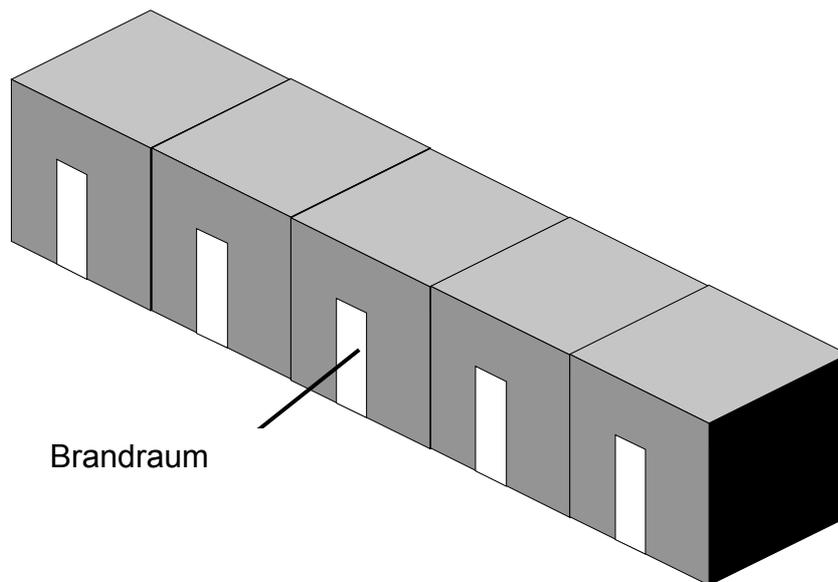


Bild 3.9 Segmentierung am Beispiel einer Konfiguration von 5 Kontrollvolumina

Zu den aufgeführten Grundflächen werden unterschiedliche Raumhöhen betrachtet, und zwar

$$H_1 = 2.5 \text{ m} \text{ und } H_2 = 5.0 \text{ m}.$$

Sowohl für die Wärmebilanzen zwischen der Gasschicht und den Umfassungsbauteilen, als auch für den Wärmetransport innerhalb der Bauteile sind die thermischen Stoffwerte der Umfassungsbauteile wie die spezifische Wärmekapazität c_p , die Wärmeleitfähigkeit λ_w oder die Dichte ρ von Bedeutung. Es wird davon ausgegangen, dass die Umfassungsbauteile im Wesentlichen aus Beton gefertigt sind. Hierfür werden Werte aus der Literatur /90/ (gültig für Kiesbeton) gemäß Tabelle 3.7 verwendet.

Tabelle 3.7 Thermische Stoffwerte der Umfassungsbauteile, Werte aus /90/

Stoffwert	λ_w in W/(m·K)	ρ in kg/m ³	c_p in J/(kg·K)
Literaturwert	1.28	2200	879

3.4.6 Ventilation

Nach vorliegenden Erfahrungen ist anzunehmen, dass pro 50 m² Grundfläche eine einflügelige Tür vorhanden ist. Trotz der Tatsache, dass Türen planmäßig geschlossen oder mit einer Feststellanlage ausgerüstet sind und im Brandfall automatisch geschlossen werden, wird in den Berechnungen ein Teil der Türfläche als Leckageöffnung angesetzt:

$A_v = 1.3 \text{ m}^2$ (pro 50 m^2 Raumsegment).

Hierdurch wird berücksichtigt, dass einerseits gewisse Undichtigkeiten im Bereich von Türen, Wanddurchführungen usw. unvermeidlich sind und andererseits eine Tür teilweise geöffnet oder durch Brandwirkung verzogen sein kann.

Die Abmessungen der Leckageöffnung werden entsprechend der Raumhöhe abgestuft:

$h \times b = 2.0 \times 0.65 \text{ m}$ bei 2.5 m Raumhöhe

$h \times b = 3.0 \times 0.45 \text{ m}$ bei 5.0 m Raumhöhe.

Planmäßig maschinell belüftete Räume wurden in /89/ untersucht. Der sowohl maschinell zu- als auch maschinell abgeführte Luftvolumenstrom in den angegebenen Räumen wurde in Bild 3.10 über der Grundfläche aufgetragen. Demnach lassen sich die Ventilationsverhältnisse grob in zwei Kategorien mit $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ bzw. $2000 \text{ m}^3/\text{h}$ je 50 m^2 einteilen (eingezeichnete Geraden in Bild 3.10). Für die hier durchgeführten Berechnungen wird von einer Zwangsventilation mit einem Luftvolumenstrom pro 50 m^2 von $V_z = 1000 \text{ m}^3/\text{h}$ ausgegangen. Daraus ergibt sich bei zwangsbelüfteten Räumen mit einer lichten Höhe von 4 m ein 5-facher Luftwechsel, der für eine normale Belüftung von Räumen als ausreichend angesehen werden kann. Die Ventilationsbedingungen werden weiter unten im Rahmen der Untersuchung systematischer Einflüsse in weiten Grenzen variiert.

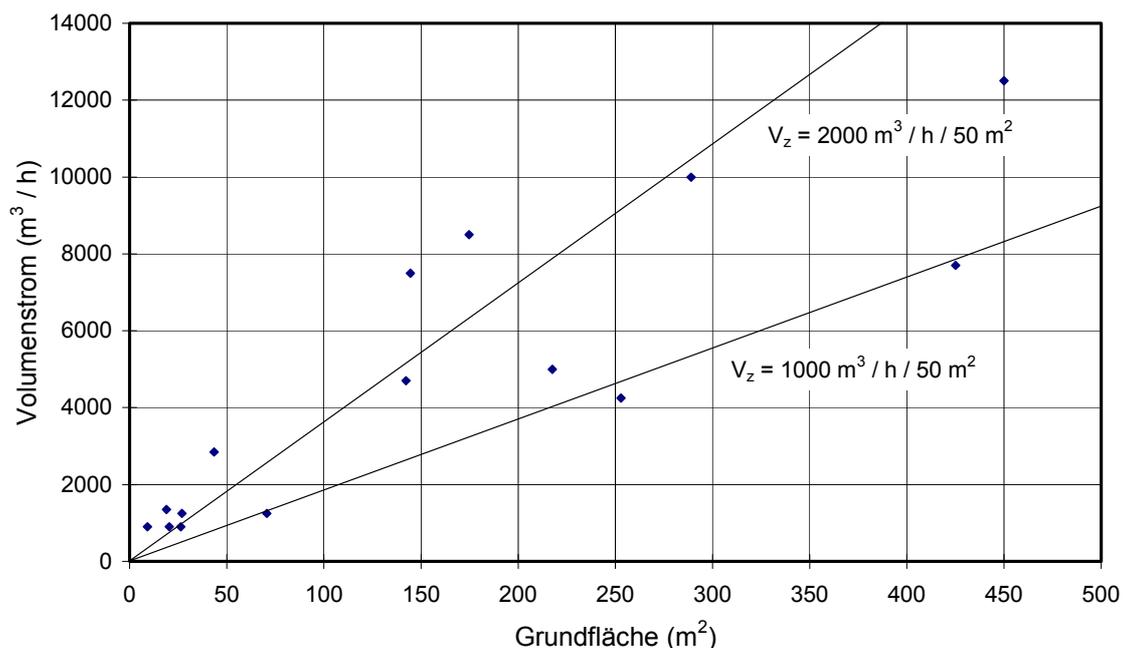


Bild 3.10 Volumenstrom der Zwangsventilation am Beispiel nach /89/

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

3.5 Berechnung von lokal begrenzten Öl- und Kabelbränden

Mit den Berechnungsgrundlagen und brandschutztechnischen Randbedingungen gemäß Abschnitt 3.4 werden unter Ansatz der Abbrandmodelle für Öl- und Kabelbrandlasten gemäß Abschnitt 3.2 Wärmebilanzrechnungen nach /3/ durchgeführt. Die für die Anfangsphase vorgegebene Abbrandrate für Öl- und Kabelbrandlasten wird während der Berechnungen durch die Ventilationsbedingungen verändert. Der Luftmassenstrom \dot{m}_e (und damit der Sauerstoff), der durch das verwendete Plume-Modell von Zukoski als Entrainment berechnet wird, kann im Berechnungsmodell FIGARO zur Verbrennung genutzt werden. Die Berechnungen werden über eine Anpassung der Abbrandrate so gesteuert, dass genau so viel Brandlast „stöchiometrisch verbrannt“ wie Sauerstoff in den Plume eingemischt wird. Der Entrainment-Faktor beträgt $f = 0.1$.

$$\dot{m}_e = f \cdot \rho_L \cdot \sqrt{\frac{\rho_L - \rho_p}{\rho_L}} \cdot g \cdot h_p^{2.5} \quad (3.26)$$

Das in FIGARO verwendete Plumemodell von Zukoski wird in /3/ beschrieben. Kennzeichnend ist, dass die Energiefreisetzungsraten indirekt über die temperaturabhängige Dichte ρ_p der Plume-Gase berücksichtigt wird. Weiterhin beeinflussen die Dichte der eingemischten Umgebungsluft ρ_L und die Aufstiegshöhe h_p der Brandgase über dem Brandherd den in den Plume eingemischten Massenstrom.

Das Plume-Modell von Zukoski wurde für die vorliegenden Berechnungen auf Grund der Erfahrungen aus /3/ ausgewählt, wobei für Abbrandraten aus Brandversuchen mit Benzin eine gute Übereinstimmung zwischen den Versuchsdaten und den berechneten Abbrandraten erzielt wurden. Außerdem werden mit dem Plume-Modell nach Zukoski tendenziell höhere Heißgastemperaturen als mit anderen Plume-Modellen (z.B. Mc Caffrey, Hinkley) berechnet.

Die Energiefreisetzungsraten ergeben sich aus dem unteren Heizwert H_u ($H_u = 42 \text{ MJ/kg}$ für Öl und $H_u = 18 \text{ MJ/kg}$ für Kabel) multipliziert mit der Abbrandrate. Die Abbrandrate wird berechnet aus dem in den Plume eingemischten Sauerstoffmassenstrom (Entrainment) und dem stöchiometrischen Luftbedarf der Brandlast Öl oder Kabel. Da bei dem für die Berechnungen eingesetzten Berechnungsmodell FIGARO die Sauerstoffkonzentration, auch in der Kaltgasschicht, variabel ist, kann der in den Plume eingemischte Massenstrom der Umgebungsluft \dot{m}_e nicht mit dem Sauerstoffmassenstrom gleichgesetzt werden.

Als „Leitparameter“ bei den Berechnungen dient die flächenspezifische Brandlast q , die in Anlehnung an /91/ als Durchschnittswert für den gesamten Raum verstanden wird. Der Brandherd wird für die Berechnungen in diesem Abschnitt auf ca. 40 m^2 beschränkt. Die Beschränkung des Brandherdes auf ca. $1/4$ der Grundfläche soll einer vorhandenen ungleichförmigen Brandlastverteilung, aus der lokal höhere Brandwirkungen resultieren können, Rechnung tragen.

Variiert werden - neben der Brandlast - die Raumgröße ($A = 150 - 450 \text{ m}^2$) sowie die Raumhöhe ($H = 2.5 \text{ m}$ bzw. 5.0 m), wobei die Größe der Ventilationsöffnungen und des Volumenstromes der Zwangsventilation proportional zur Raumgröße wächst.

Im Hinblick auf die angestrebten Bemessungshilfen werden im Folgenden die berechneten äquivalenten Branddauern jeweils grafisch ausgewertet, indem sie über der mittleren Brandlast q aufgetragen werden. Als Scharparameter dient die Grundfläche des Brandraumes, mit der gemäß Abschnitt 3.4.6 die Ventilation proportional verändert wird. Im einzelnen werden dargestellt:

- Bild 3.11 Ölbrandlast, Raumhöhe 2.5 m , Brandfläche = 40.5 m^2
- Bild 3.12 Ölbrandlast, Raumhöhe 5.0 m , Brandfläche = 40.5 m^2
- Bild 3.13 Kabelbrandlast, Raumhöhe 2.5 m , Brandfläche = 40.5 m^2
- Bild 3.14 Kabelbrandlast, Raumhöhe 5.0 m , Brandfläche = 40.5 m^2

Wie weiter oben begründet, wird die Brandlast auf 1500 MJ/m^2 begrenzt. Für die geringeren Brandlastdichten wurden keine Berechnungen durchgeführt, denn die geringeren Brandlastdichten sind durch die Berechnungen mit 1500 MJ/m^2 abgedeckt. Die äquivalenten Branddauern werden nur bis 180 Minuten aufgetragen. Höhere Feuerwiderstandsdauern werden in Deutschland baurechtlich nicht gefordert. Zudem fehlen in der Regel Brauchbarkeitsnachweise für Bauteile und insbesondere für Sonderbauteile mit höheren Feuerwiderstandsdauern.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

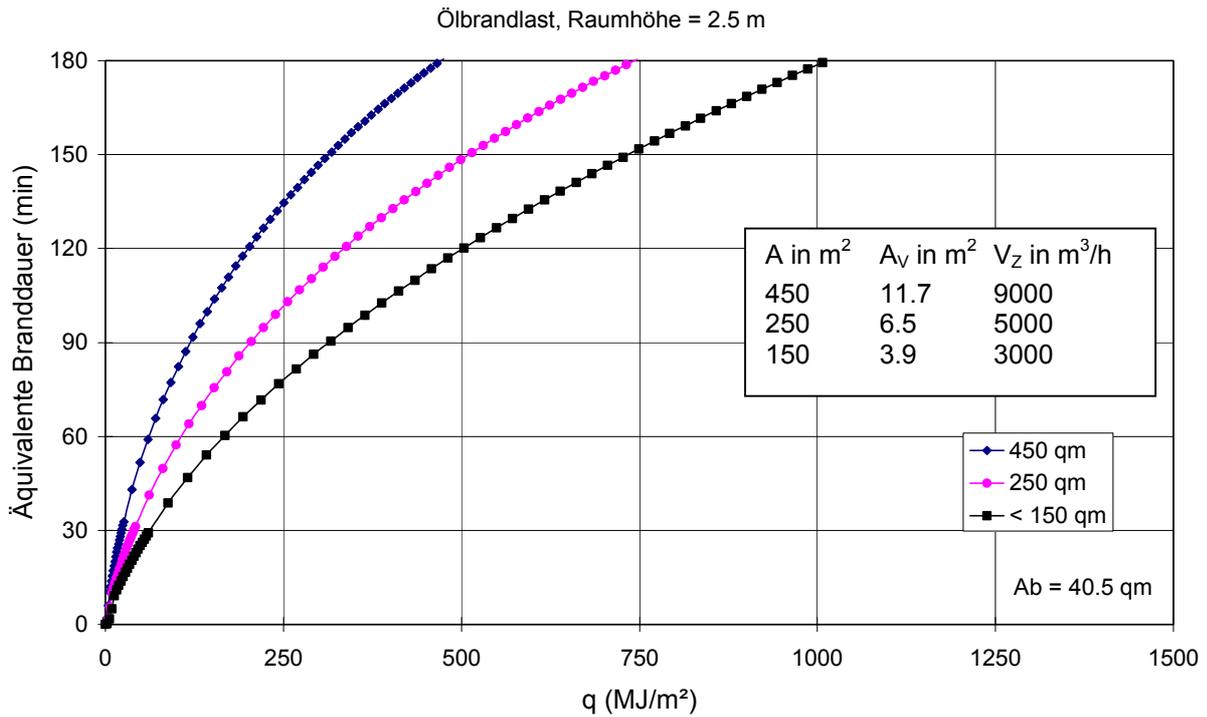


Bild 3.11 Äquivalente Branddauer bei Ölbränden in Räumen von 2.5 m Höhe bei annähernd stöchiometrischem Abbrand (ventilationsgesteuert)

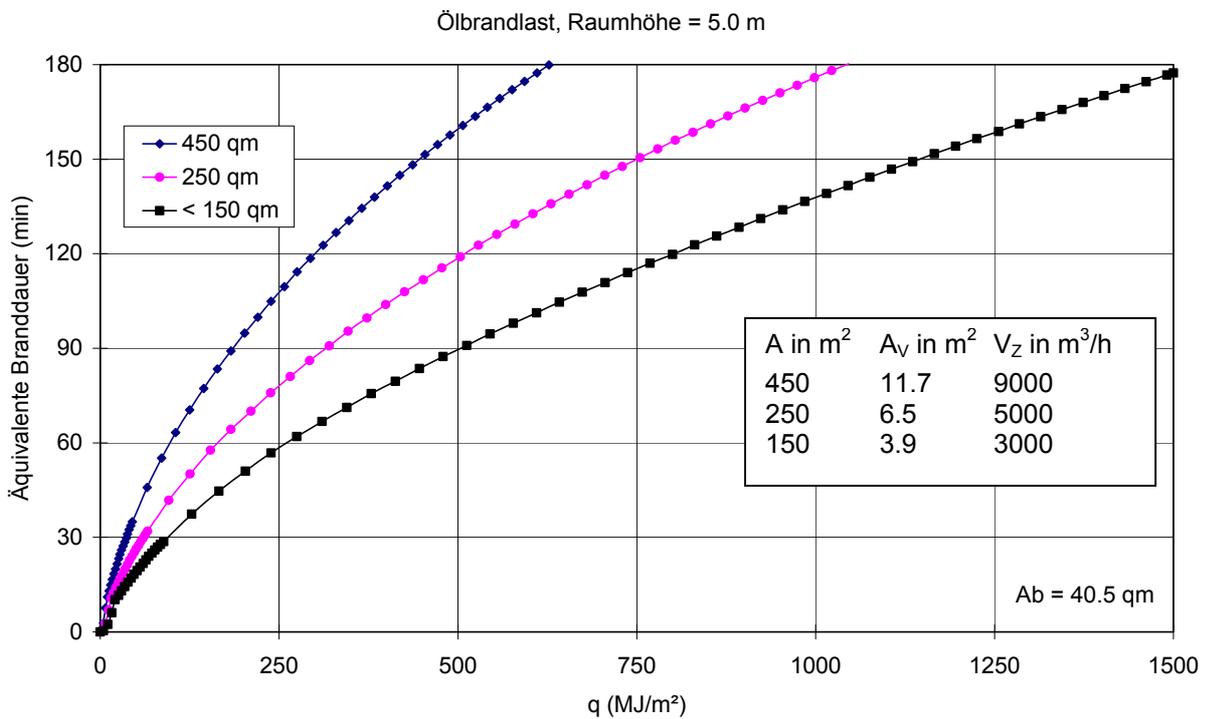


Bild 3.12 Äquivalente Branddauer bei Ölbränden in Räumen von 5.0 m Höhe bei annähernd stöchiometrischem Abbrand (ventilationsgesteuert)

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

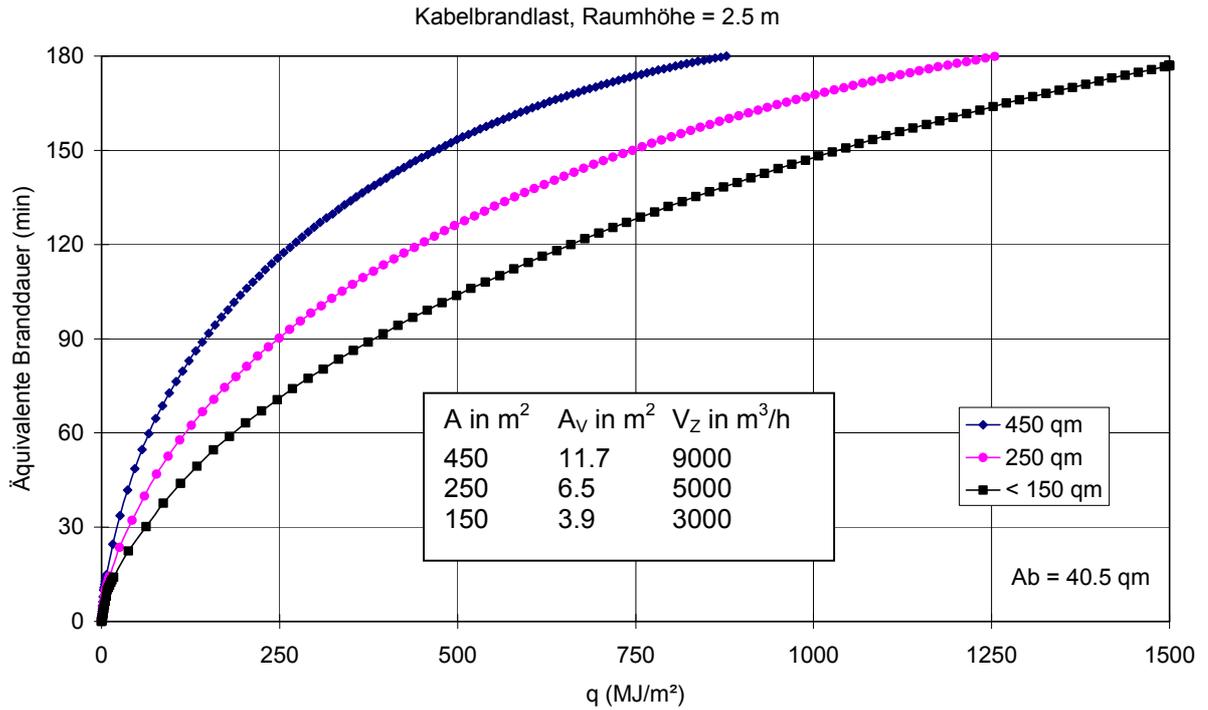


Bild 3.13 Äquivalente Branddauer bei Kabelbränden in Räumen von 2.5 m Höhe bei annähernd stöchiometrischem Abbrand (ventilationsgesteuert)

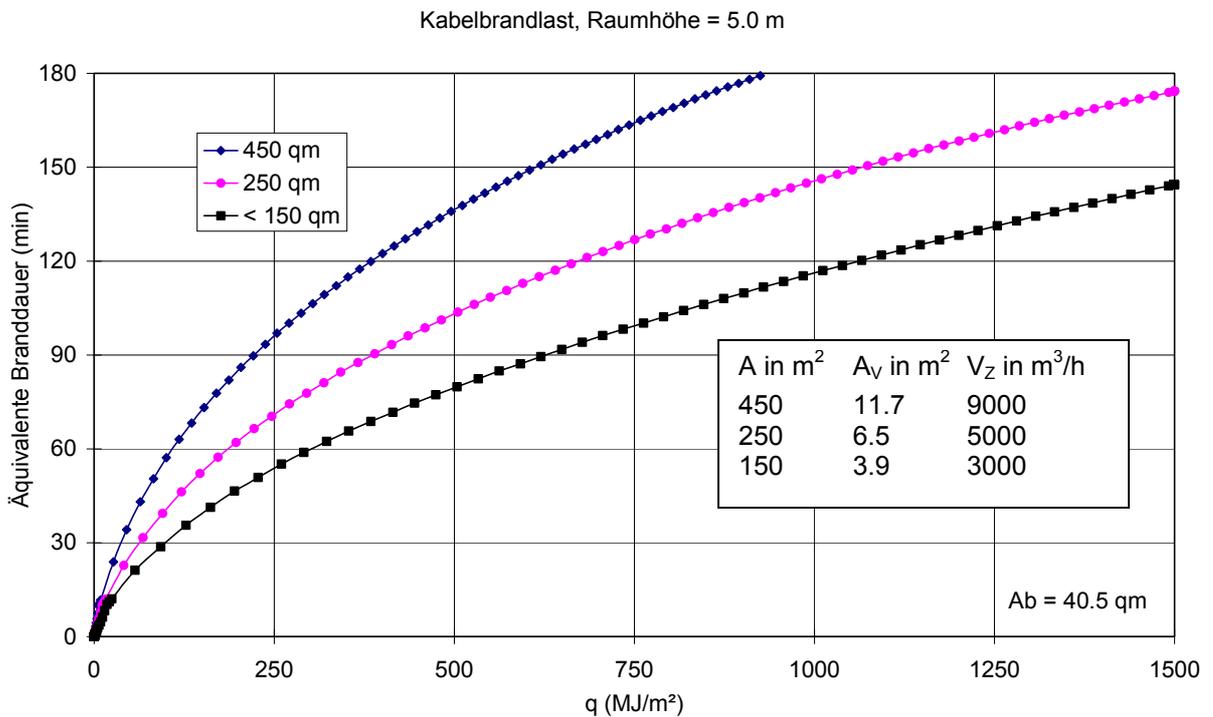


Bild 3.14 Äquivalente Branddauer bei Kabelbränden in Räumen von 5.0 m Höhe bei annähernd stöchiometrischem Abbrand (ventilationsgesteuert)

Bei Betrachtung der Diagramme fallen einige systematische Abhängigkeiten auf:

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

- Die äquivalenten Branddauern wachsen mit der Brandlast unterproportional an.
- Die äquivalenten Branddauern nehmen bei gleicher Brandlast mit der Raumgröße und der daran gekoppelten Ventilation unterproportional zu.
- Die äquivalenten Branddauern sind bei den 5 m hohen Räumen bis zu 25 % geringer als bei den 2.5 m hohen Räumen.
- Die äquivalenten Branddauern bei Kabelbränden sind - entsprechend der geringeren Verbrennungseffektivität (vgl. Tabelle 3.4) - bis zu 20 % niedriger als bei den Ölbränden mit hoher Verbrennungseffektivität.

Das unterproportionale Anwachsen der äquivalenten Branddauer liegt wahrscheinlich darin, dass sich trotz erhöhter Brandlast keine höhere Energiefreisetzungsrate einstellt. Die vergrößerte Brandlast besitzt bei diesen Berechnungen die gleiche brennende Oberfläche wie eine geringere Brandlast. Außerdem wird durch eine zunehmende CO₂-Konzentration in der kalten Luftschicht (Kaltgasschicht) der in den Plume eingemischte Sauerstoffmassenstrom geringer, so dass die Energiefreisetzungsrate geringfügig absinkt und zu etwas geringeren Heißgastemperaturen führt. Dies hat eine geringere Erwärmung der Bauteile zur Folge.

Bis auf die zweite Beobachtung decken sich die festgestellten systematischen Abhängigkeiten mit bisherigen Erfahrungen (z. B. aus /2/, /60/, /84/). Die starke Zunahme von t_a mit der Raumgröße erscheint auf den ersten Blick unlogisch, zumal gerade der lokal begrenzte Brand mit zunehmender Raumgrundfläche bessere Möglichkeiten zur Verteilung der Brandwirkungen hat.

Gleichzeitig mit der Grundfläche A wächst jedoch der absolute Betrag der Gesamtbrandlast im Raum ($q \cdot A$) entsprechend der flächenspezifisch vorgegebenen Brandlast q . Daraus können sich bei dem postulierten Abbrand auf einer begrenzten Fläche extrem lange Branddauern ergeben. Hieraus resultieren bei nahezu konstanter Raumtemperatur sehr hohe äquivalente Branddauern. Dieses Phänomen ist typisch für einen lokal begrenzten Brand, z. B. einen Ölleckagebrand, trifft aber auf einen ausgedehnten Kabelbrand sicher nicht zu. Deshalb werden großflächige Brände nochmals gesondert in Abschnitt 3.7 untersucht.

3.6 Untersuchung systematischer Einflüsse

3.6.1 Überblick

Durch die Wärmebilanzrechnungen in Abschnitt 3.5 wurde bestätigt, dass die Bauteilbeanspruchung systematisch von den Eingangsdaten gemäß den Abschnitten 3.1 bis 3.2 abhängt. Allerdings lassen sich die einzelnen Einflüsse zum Teil nicht voneinander trennen. Deshalb erscheint es sinnvoll und notwendig, in einer Parameterstudie nochmals die Einflüsse einzeln zu beleuchten mit dem Ziel, die bestehenden Abhängigkeiten ggf. verallgemeinern zu können.

Im Einzelnen sind folgende Parameter gesondert zu untersuchen:

- die Größe der Öffnungen für die natürliche Ventilation (A_V),
- die Grundfläche des Brandraumes (A),
- die Höhe des Brandraumes (H).

3.6.2 Natürliche Ventilation

Bezüglich der Ventilation ist ein unmittelbarer Einfluss auf die Abbrandrate zu vermuten, da es sich bei den untersuchten Raumbränden um ventilationsgesteuerte Brände handelt. Dabei ist im allgemeinen die natürliche Ventilation dominierend.

Deshalb wird die anfangs recht willkürlich angenommene Öffnungsfläche A_V für die natürliche Ventilation, unabhängig von der Raumgröße, zwischen 1.3 m^2 und 40 m^2 variiert. Die Parameterstudie wird für Ölbrände in dem Raum mit 150 m^2 Grundfläche und 2.5 m Höhe durchgeführt. Die Zwangsventilation wird mit $3000 \text{ m}^3/\text{h}$ konstant gehalten. Hinsichtlich des Brandszenariums wird wiederum angenommen, dass sich die Brandfläche A_b auf 40 m^2 in einem Raumsegment beschränkt. Für eine Vergleichsbetrachtung wurden die Ergebnisse der Berechnungen für die unterste Kurve in Bild 3.11 mit $A_V = 3.9 \text{ m}^2$ noch einmal in Bild 3.15 aufgenommen.

In Bild 3.15 ist zu erkennen, dass im Bereich der bisher für die betreffende Raumgröße angenommenen Ventilationsöffnung von 3.9 m^2 (oder etwas geringer) maximale Werte der äquivalenten Branddauer erreicht werden. Offenbar stellt sich hier ein Optimum ein zwischen den beiden gegenläufigen Effekten

- Erhöhung der Abbrandrate bei verbesserter Zuluftversorgung und
- verstärkte Abfuhr von Wärme durch die größere Öffnung.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

Dieser Zusammenhang wird nochmals in Bild 3.16 verdeutlicht. Darin sind nur die Ergebnisse für die maximale Brandlast $q = 1500 \text{ MJ/m}^2$ für einen Raum mit 150 m^2 Grundfläche hinsichtlich Abbrandrate und äquivalenter Branddauer bei variiertem Öffnungsfläche A_v ausgewertet. Demnach wächst die Abbrandrate bei der simulierten stöchiometrischen Verbrennung (untere Kurve) mit zunehmender Ventilation stetig weiter, bleibt aber auch bei einer Öffnungsfläche von ca. 26 % der Grundfläche immer noch unter 0.3 kg/s (siehe Abschnitt 3.2.3).

Die Entwicklung der äquivalenten Branddauer (obere Kurve) hat einen Extremwert. Oberhalb von ca. 5 m^2 Öffnungsfläche (ca. 3 % der Grundfläche) dominiert der günstige Einfluss der Wärmeabfuhr, so dass die äquivalente Branddauer mit zunehmender Öffnungsfläche stetig abnimmt. Im vorderen Ast der Kurve der äquivalenten Branddauer (bis ca. 3 % der Grundfläche) steigen die Werte an. In der Praxis dürfte es bei kerntechnischen Anlagen problematisch sein, die (in der Regel unplanmäßigen) Öffnungsflächen für die natürliche Ventilation exakt anzugeben. Für eine konservative Betrachtung erscheint es daher angebracht, stets von den ungünstigsten Verhältnissen (Maximum in Bild 3.16) auszugehen.

Die Werte für die Abbrandraten wurden während des Programmlaufes von FIGARO in Abhängigkeit des in den Plume eingemischten Sauerstoffes berechnet. Um die Energiefreisetzungsrate zu erhalten, muss die Abbrandrate mit der Verbrennungswärme von Öl (42 MJ/kg) multipliziert werden.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

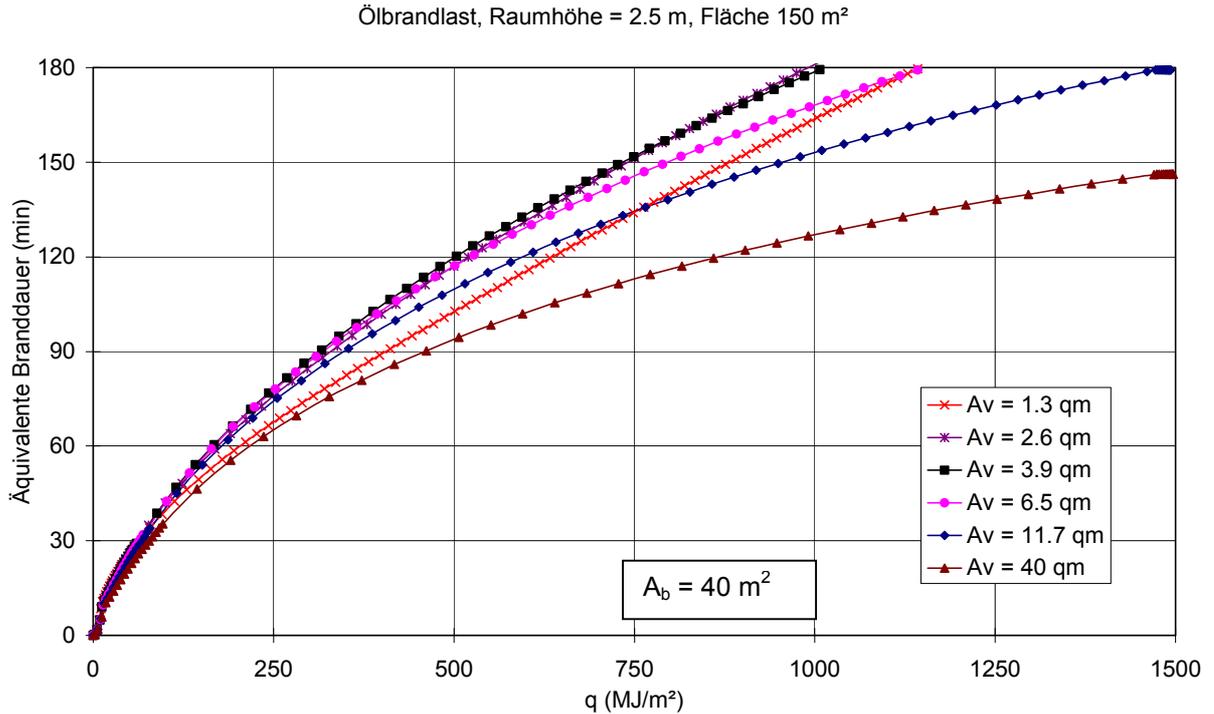


Bild 3.15 Äquivalente Branddauer bei Ölbränden in einem Raum von 150 m² Grundfläche und 2.5 m Höhe bei variiertem Ventilationsöffnung A_v und etwa stöchiometrischer Verbrennung

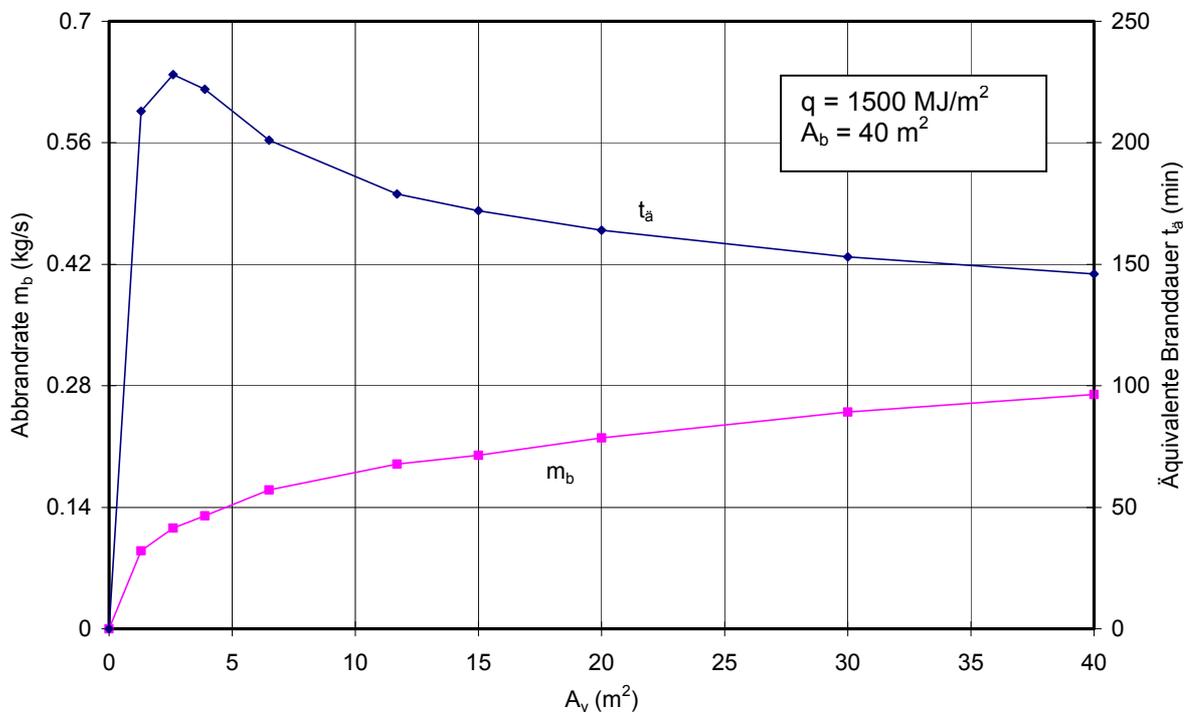


Bild 3.16 Abbrandrate (untere Kurve) und äquivalente Branddauer (obere Kurve) bei Ölbränden in einem Raum von 150 m² Grundfläche und 2.5 m Höhe bei variiertem Ventilationsöffnung A_v und etwa stöchiometrischer Verbrennung

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

3.6.3 Raumgrundfläche

Bei den Berechnungen in Abschnitt 3.5 war die Grundfläche A des Brandraumes linear mit der Größe der Ventilationsöffnung A_v verknüpft. Es muss geklärt werden, ob die Zunahme der äquivalenten Branddauern in Bild 3.11 und Bild 3.13 auf die Raumgröße oder auf den Einfluss der Ventilation zurückzuführen ist. Um die Auswirkungen den Einflüssen besser zuordnen zu können, wird die Raumgröße A – bei gleicher Raumhöhe $H = 2,5 \text{ m}$ – nochmals zwischen 150 m^2 und 450 m^2 variiert. Die Ventilation entspricht in beiden Fällen den Werten für 150 m^2 , d.h. $3,9 \text{ m}^2$ und $3000 \text{ m}^3/\text{h}$.

Die äquivalenten Branddauern in Bild 3.17 sind mit Bild 3.11 zu vergleichen, wobei die unteren Kurven für den Raum mit 150 m^2 identisch sind. Es ist zu erkennen, dass sich insbesondere bei dem Raum mit 450 m^2 bei Verringerung der Ventilationsfläche eine Reduktion der äquivalenten Branddauer um ca. 10 % ergibt.

Mit dem Ventilationseinfluss ist die Zunahme der äquivalenten Branddauer mit der Raumgrundfläche (bei konstanter flächenspezifischer Brandlast q) noch nicht erklärbar. Die Zunahme der äquivalenten Branddauer beruht - wie bereits oben angedeutet - auf den speziellen Annahmen eines lokal begrenzten Brandes. Die Auswirkungen von großflächigen Bränden werden in Abschnitt 3.7 gesondert untersucht.

3.6.4 Raumhöhe

Bild 3.12 und Bild 3.14 zeigen, dass die äquivalenten Branddauern bei höheren Räumen geringer als in niedrigen Räumen ausfallen. Dies beruht darauf, dass in dem hohen Raum auf dem längeren Weg der Heißgase vom Brandherd zur Rauchgasschicht unter der Decke mehr kalte Umgebungsluft eingemischt wird, so dass sich eine niedrigere mittlere Temperatur in der Rauchgasschicht ergibt.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

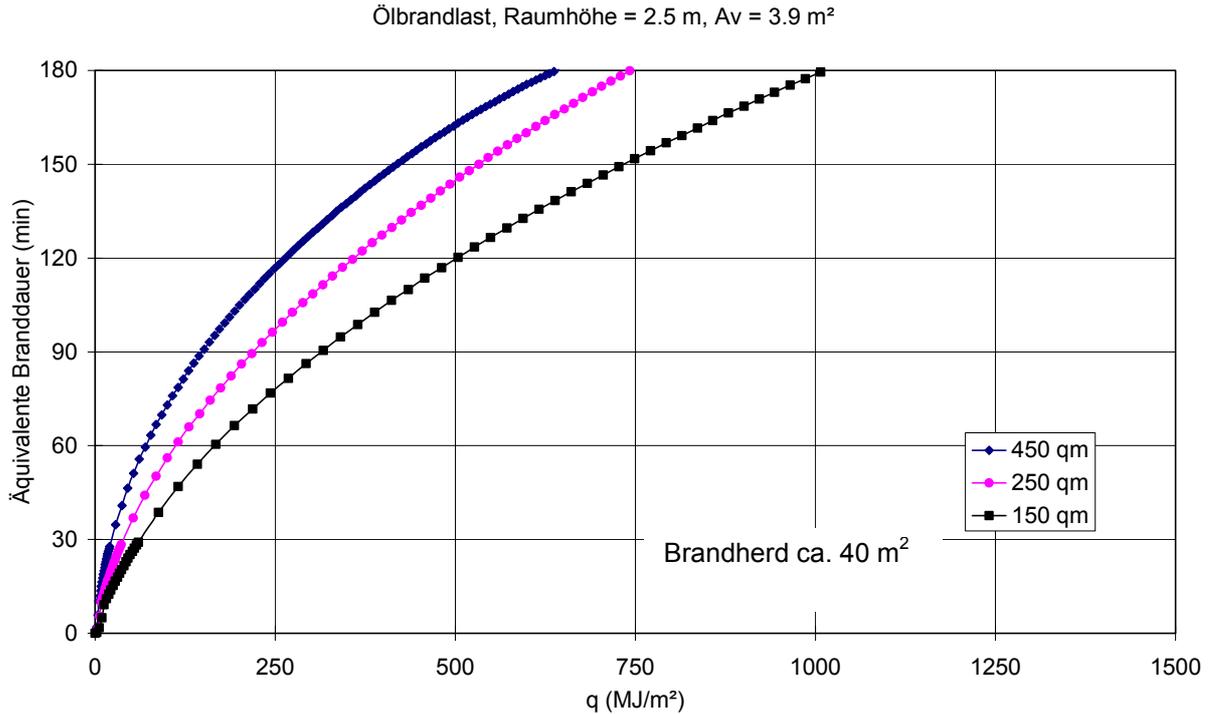


Bild 3.17 Äquivalente Branddauer bei Ölbränden in unterschiedlich großen Räumen mit 2.5 m Raumhöhe und 3.9 m^2 Ventilationsöffnung (stöch. Verbrennung)

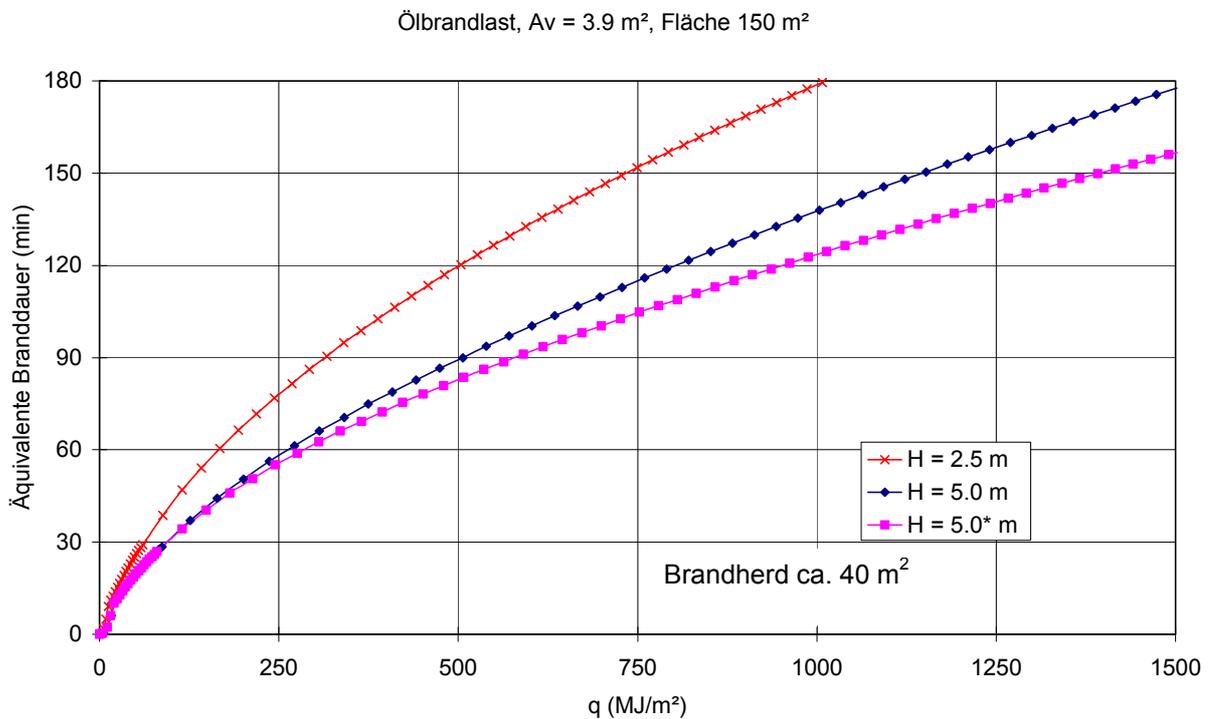


Bild 3.18 Äquivalente Branddauern bei Ölbränden in einem Raum mit 150 m^2 Grundfläche und unterschiedlichen Raumhöhen (stöch. Verbrennung)

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

In Bild 3.18 sind nochmals für den Raum mit 150 m² Grundfläche die äquivalenten Branddauern bei 2.5 m und 5.0 m Raumhöhe gegenübergestellt. Zusätzlich ist eine Kurve für den Raum mit 5.0*m angegeben, dessen Ventilationsöffnung genau die gleichen Abmessungen wie bei dem 2.5 m hohen Raum hat, d. h. nicht der größeren Raumhöhe angepasst wurde (vgl. Abschnitt 3.4.6).

In früheren Untersuchungen im iBMB /92/ im Zusammenhang mit der Überarbeitung der DIN V 18230 wurde ein Näherungsansatz zur Berücksichtigung des Einflusses der Raumhöhe auf die äquivalente Branddauer hergeleitet:

$$t_a(H) = t_a(H_{ref}) \cdot \left(\frac{H_{ref}}{H} \right)^{0,3} \quad (3.27)$$

Wird in Gl. (3.27) ein konstanter Wert für $H_{ref} = 2.5$ m eingesetzt, ergibt sich für $H = 5.0$ m

$$t_a(5.0 \text{ m}) = t_a(2.5 \text{ m}) \cdot 0.81.$$

Werden die äquivalenten Branddauern nach dieser Näherung mit den Werten gemäß Bild 3.18 verglichen, so liegen sie um ca. 5 % höher als die mittlere Kurve $H = 5.0$ m, die ihrerseits bezüglich des Einflusses der Höhe der Ventilationsöffnung konservativ ist. Damit können auf der Basis von Bemessungskurven für Räume von 2.5 m Höhe mit Hilfe von Gl. (3.27) in einfacher Weise auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse für andere Raumhöhen berechnet werden.

3.7 Berechnung von großflächigen Bränden

Bei annähernd gleichförmig im Raum verteilten Brandlasten ist nicht davon auszugehen, dass der Brand auf einen Teilbereich des Raumes begrenzt bleibt. Vielmehr wird er sich - bei einem unter ungünstigen Umständen zu unterstellenden Ausfall der Brandbekämpfung - mehr oder weniger rasch im gesamten Raum ausbreiten. Um die ggf. von dem lokal begrenzten Brand abweichenden Brandwirkungen eines derartigen großflächigen Brandes zu bestimmen, werden die Annahmen zu den Räumen, Brandlasten und Ventilationsbedingungen gemäß Abschnitt 3.5 unverändert beibehalten. Es wird jedoch in der Frühphase des Brandes eine Brandausbreitung in vier horizontale Richtungen bis zu einer maximalen Brandfläche von ca. 2/3 der Raumgrundfläche unterstellt. Die Aufteilung der zu untersuchenden Räume wird gegenüber den Vorgaben in Abschnitt 3.1 so abgeändert, dass unabhängig von der Grundfläche jeweils 3 Segmente vorhanden sind, wobei das mittlere Segment jeweils die Brandfläche $A_b \approx 2/3 A$ umfasst. Hier treten die ungünstigsten Brandwirkungen auf,

die für die Bemessung heranzuziehen sind. Stellvertretend für die verschiedenen Brandlastarten werden Ölbrände mit einer Verbrennungseffektivität $\chi = 1$ untersucht.

In Bild 3.19 sind für die Räume mit 150 m^2 und 450 m^2 Grundfläche mit Raumhöhen von 2.5 m und 5.0 m die berechneten äquivalenten Branddauern der großflächigen Ölbrände aufgetragen.

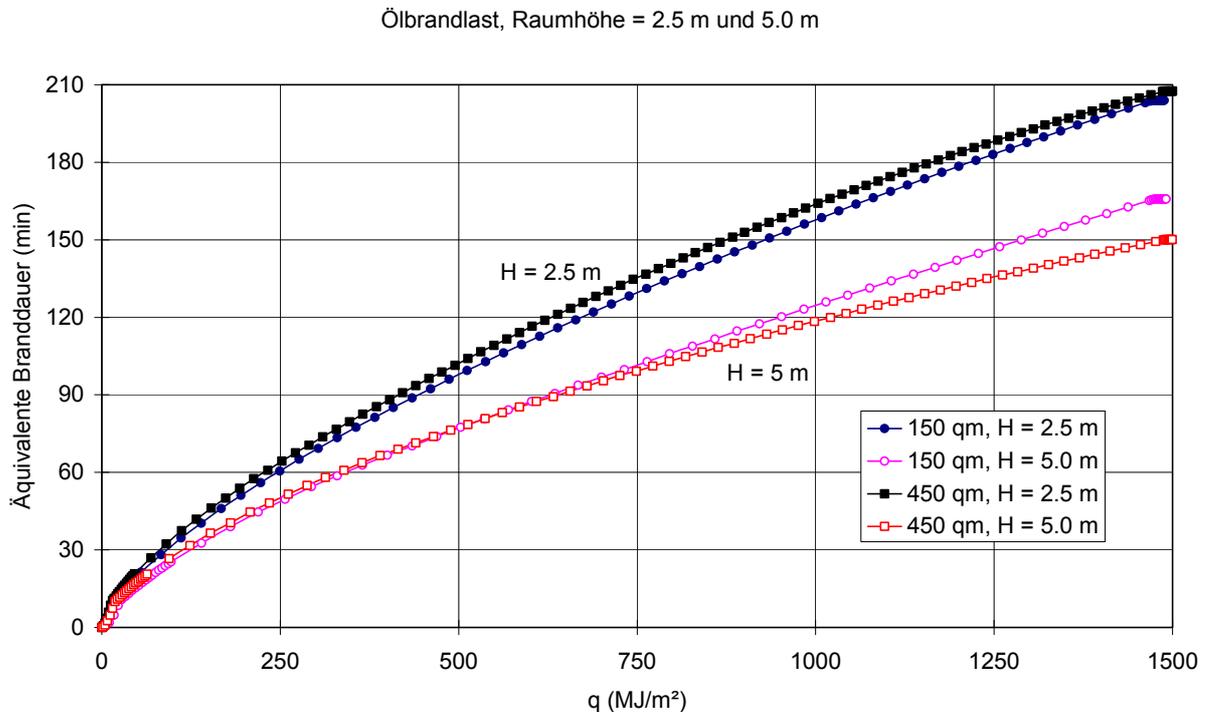


Bild 3.19 Äquivalente Branddauern bei Ölbränden in Räumen mit $A = 150 \text{ m}^2$ und $A = 450 \text{ m}^2$ Grundfläche sowie Raumhöhe $H = 2.5 \text{ m}$ und $H = 5.0 \text{ m}$, Brandherdfläche $A_b \approx 2/3 A$ (etwa stöchiometrische Verbrennung)

Wie schon in Abschnitt 3.5 vermutet wurde, entfällt jetzt weitestgehend die Abhängigkeit von der Raumgrundfläche A .

Demgegenüber bleibt die Abhängigkeit von der Raumhöhe H erhalten. Für den kleineren Raum mit 150 m^2 Grundfläche ergibt sich eine geringere Abminderung, und zwar (gemittelt über die unterschiedlichen Brandlasten):

$$t_{\ddot{a}}(H = 5.0 \text{ m})/t_{\ddot{a}}(H = 2.5 \text{ m}) \approx 0.81.$$

Damit wird auch für die großflächigen Brände der Näherungsansatz laut Gl. (3.27) für die Abnahme der äquivalenten Branddauer mit der Raumhöhe /92/ als konservative Abschätzung bestätigt und kann als allgemeingültige, in der Regel hinreichend auf der sicheren Seite liegende Näherung zur Beschreibung des günstigen Einflusses größerer Raumhöhen auf die äquivalenten Branddauern gelten.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

Nachdem sich für die großflächigen Brände der Einfluss der Raumgrundfläche A auf die äquivalente Branddauer als vernachlässigbar und der Einfluss der Raumhöhe H als hinreichend genau durch Gl. (3.27) abschätzbar erwiesen hat, bleibt von den in Abschnitt 3.6.1 aufgeführten wichtigen Parametereinflüssen lediglich noch die Ventilation offen. Um diesem Problem auf den Grund zu gehen, werden die großflächigen Ölbrände in den Räumen mit 150 m^2 und 450 m^2 Grundfläche bei 2.5 m und 5.0 m Raumhöhe (vgl. Bild 3.19) bei variiertem Größe der Öffnungsfläche A_v für die natürliche Ventilation rechnerisch untersucht.

Analog zu Bild 3.16 sind in Bild 3.20 bis Bild 3.23 jeweils die äquivalenten Branddauern und die maximalen Abbrandraten für eine flächenspezifische Brandlast $q = 1500 \text{ MJ/m}^2$ über der Ventilationsfläche A_v aufgetragen.

Auffällig ist, dass die äquivalenten Branddauern und Abbrandraten in Bild 3.16 und Bild 3.20, die jeweils für den Raum von 150 m^2 Grundfläche und 2.5 m Höhe gelten, sehr ähnlich sind. Die Werte für die äquivalente Branddauer beim großflächigen Brand liegen dabei bereichsweise bis zu 10% niedriger, während gleichzeitig die Abbrandrate bis zu 25% höher ist. Dies beruht zum einen auf dem besseren Austausch der Heißgase mit der Umgebung, weil die Öffnungsfläche des Brandraumes zur Umgebung proportional zur Fläche vergrößert wurde. Auf Grund einer dadurch vergrößerten bzw. dickeren Kaltgasschicht wächst der eingemischte Massenstrom von kühler sauerstoffreicher Umgebungsluft \dot{m}_e gemäß Gl. (3.26) in den Plume an. Dadurch wird einerseits die Sauerstoffversorgung am Brandherd verbessert und die Verbrennung gefördert (steigende Abbrandrate), andererseits nehmen der Massenstrom der aufsteigenden Heißgase und die Rauchgasschicht im Raum zu und deren mittlere Temperatur ab.

Dieser gegenläufige Effekt verstärkt sich noch bei größerer Raumhöhe, da hier über den längeren Strömungsweg der Heißgase vom Brandherd bis in die Rauchgasschicht noch mehr kühle Umgebungsluft eingemischt wird. Folglich sinken die Temperaturen bzw. äquivalenten Branddauern im Vergleich zu dem niedrigeren Raum bei wachsender Abbrandrate.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

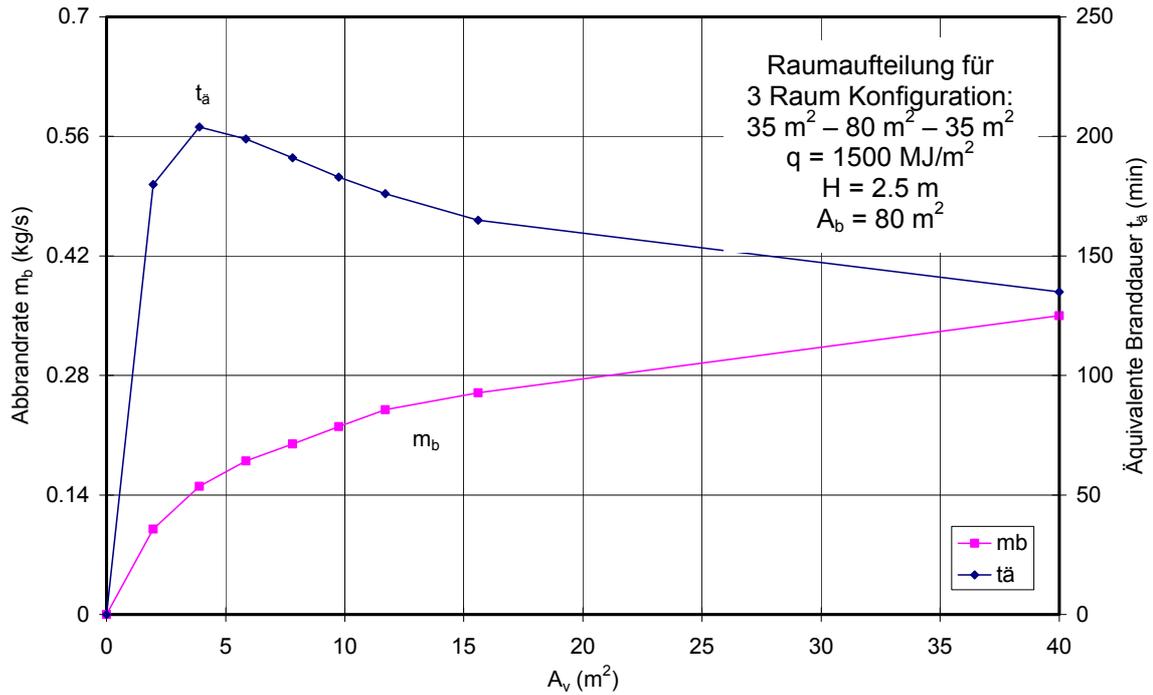


Bild 3.20 Stöchiometrische Abbrandrate (untere Kurve) und äquivalente Branddauer (obere Kurve) bei großflächigen Ölbränden in einem Raum von 150 m² Grundfläche und 2.5 m Höhe bei variierteter Ventilationsöffnung A_V

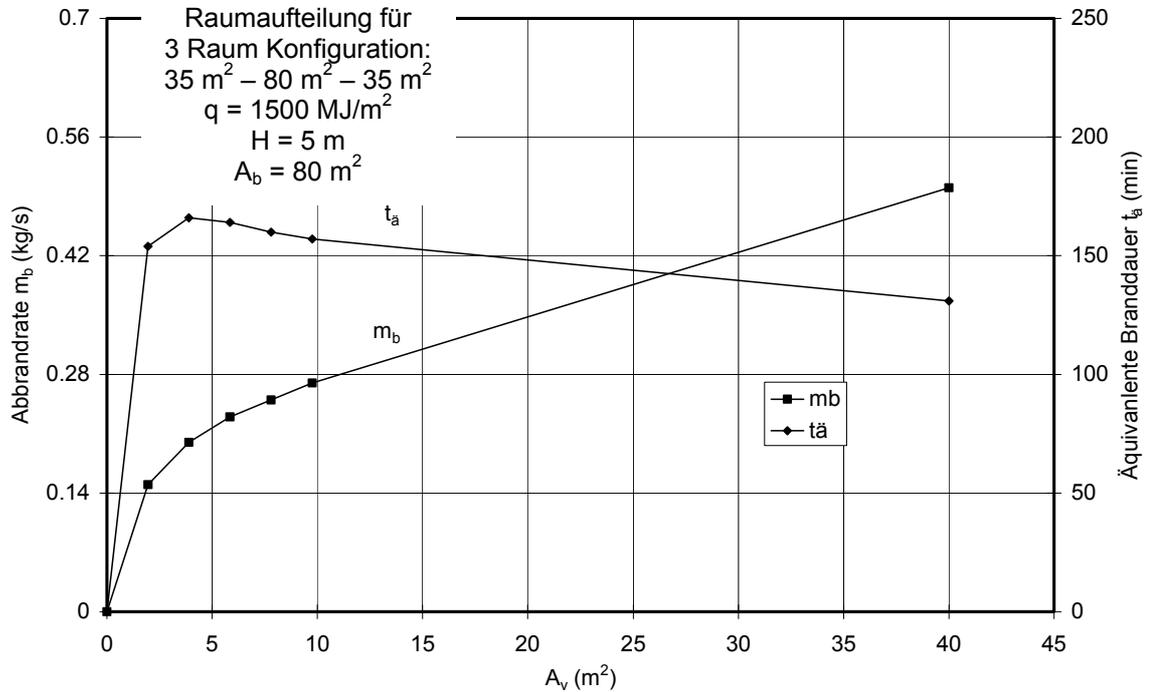


Bild 3.21 Abbrandrate (untere Kurve) und äquivalente Branddauer (obere Kurve) bei großflächigen Ölbränden in einem Raum von 150 m² Grundfläche und 5.0 m Höhe bei variierteter Ventilationsöffnung A_V

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

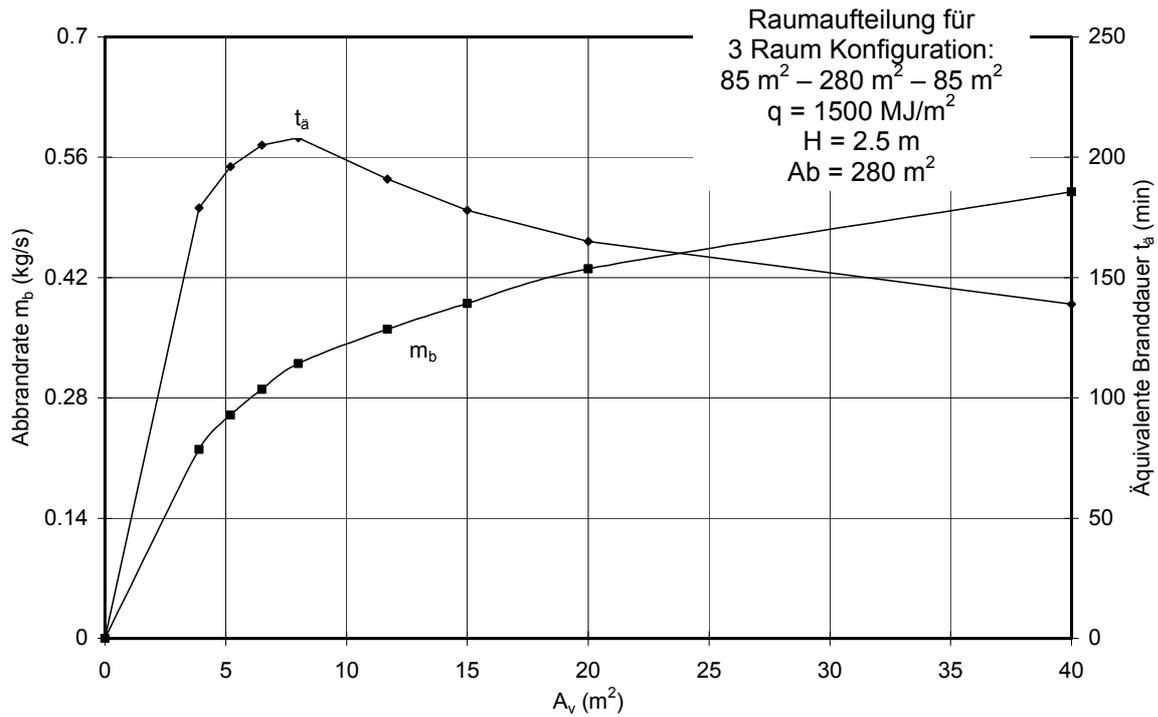


Bild 3.22 Stöchiometrische Abbrandrate (untere Kurve) und äquivalente Branddauer (obere Kurve) bei großflächigen Ölbränden in einem Raum von 450 m² Grundfläche und 2.5 m Höhe bei variierteter Ventilationsöffnung A_V

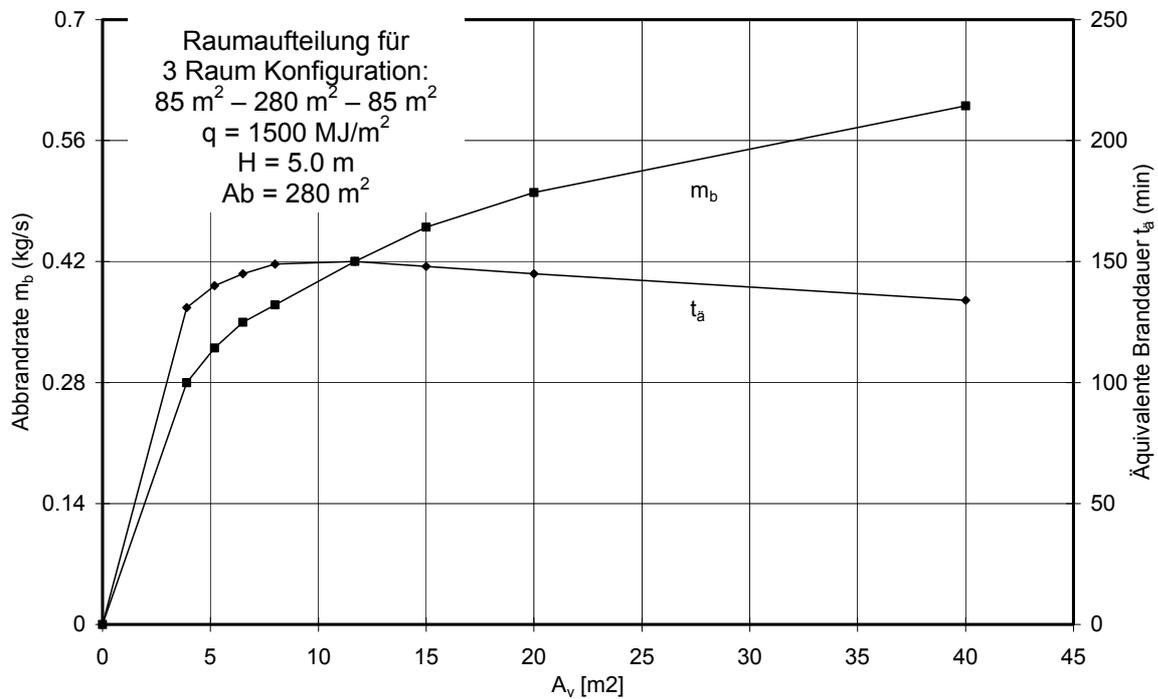


Bild 3.23 Stöchiometrische Abbrandrate (untere Kurve) und äquivalente Branddauer (obere Kurve) bei großflächigen Ölbränden in einem Raum von 450 m² Grundfläche und 5.0 m Höhe bei variierteter Ventilationsöffnung A_V

Wie bereits in Bild 3.16 durchläuft auch in Bild 3.20 bis Bild 3.23 die äquivalente Branddauer jeweils ein ausgeprägtes Maximum, welches die „optimalen“ Ventilationsverhältnisse kennzeichnet. Der günstige Einfluss der Wärmeabfuhr mit zunehmender Ventilationsfläche schwächt sich bei den hohen Räumen deutlich ab. Das Maximum ist bei den lokal begrenzten und den großflächigen Bränden offensichtlich bei annähernd gleicher Größe der Ventilationsöffnungen zu erwarten, und zwar:

bei $A = 150 \text{ m}^2$ im Bereich von $A_v = 2 - 4 \text{ m}^2$ (1.3 – 2.7 %)

bei $A = 450 \text{ m}^2$ im Bereich von $A_v = 5 - 10 \text{ m}^2$ (1.1 – 2.2 %).

Im Hinblick auf eine auf der sicheren Seite liegende Bauteilauslegung sollte in der Regel von diesen „optimalen“ Ventilationsverhältnissen ausgegangen werden. Hierfür sollen auch die erforderlichen Bemessungshilfen zur Verfügung gestellt werden.

Die unter verschiedensten Randbedingungen durchgeführten Berechnungen lassen sich in drei grundsätzlich unterschiedliche Brandszenarien einteilen:

- 1) gleichmäßig verteilte Brandlast; Brand im gesamten Raum
(Grundlage ist Abschnitt 3.7, $A = 450 \text{ m}^2$, $A_b \approx 2/3 A$)
- 2) ungleichmäßig verteilte Brandlast; Brand auf einer größeren Teilfläche
(Grundlage ist Abschnitt 3.5, $A = 150 \text{ m}^2$, $A_b < 1/3 A$)
- 3) Punktbrandlast; lokal begrenzter Brand der gesamten Brandlast
(Grundlage ist Abschnitt 3.5, $A = 250 \text{ m}^2$, $A_b < 1/5 A$).

Die abdeckenden Werte für die berechneten äquivalenten Branddauern t_a dieser drei unterschiedlichen Brandszenarien wurden in einem Diagramm zur Bemessung von Bauteilen zusammengefasst (Bild 3.24).

Wenn im Einzelfall die Größe der Ventilationsöffnungen genauer angegeben werden kann, dürfen die aus den Bemessungshilfen ablesbaren äquivalenten Branddauern unter Verwendung der Verläufe in Bild 3.16 bzw. Bild 3.20 bis Bild 3.23 reduziert werden. Auf der sicheren Seite liegend kann für die unterschiedlichen Brandräume und Brandszenarien eine Umhüllende der relativen Abminderungen von t_a in Abhängigkeit der bezogenen Öffnungsfläche A_v/A hergeleitet werden.

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

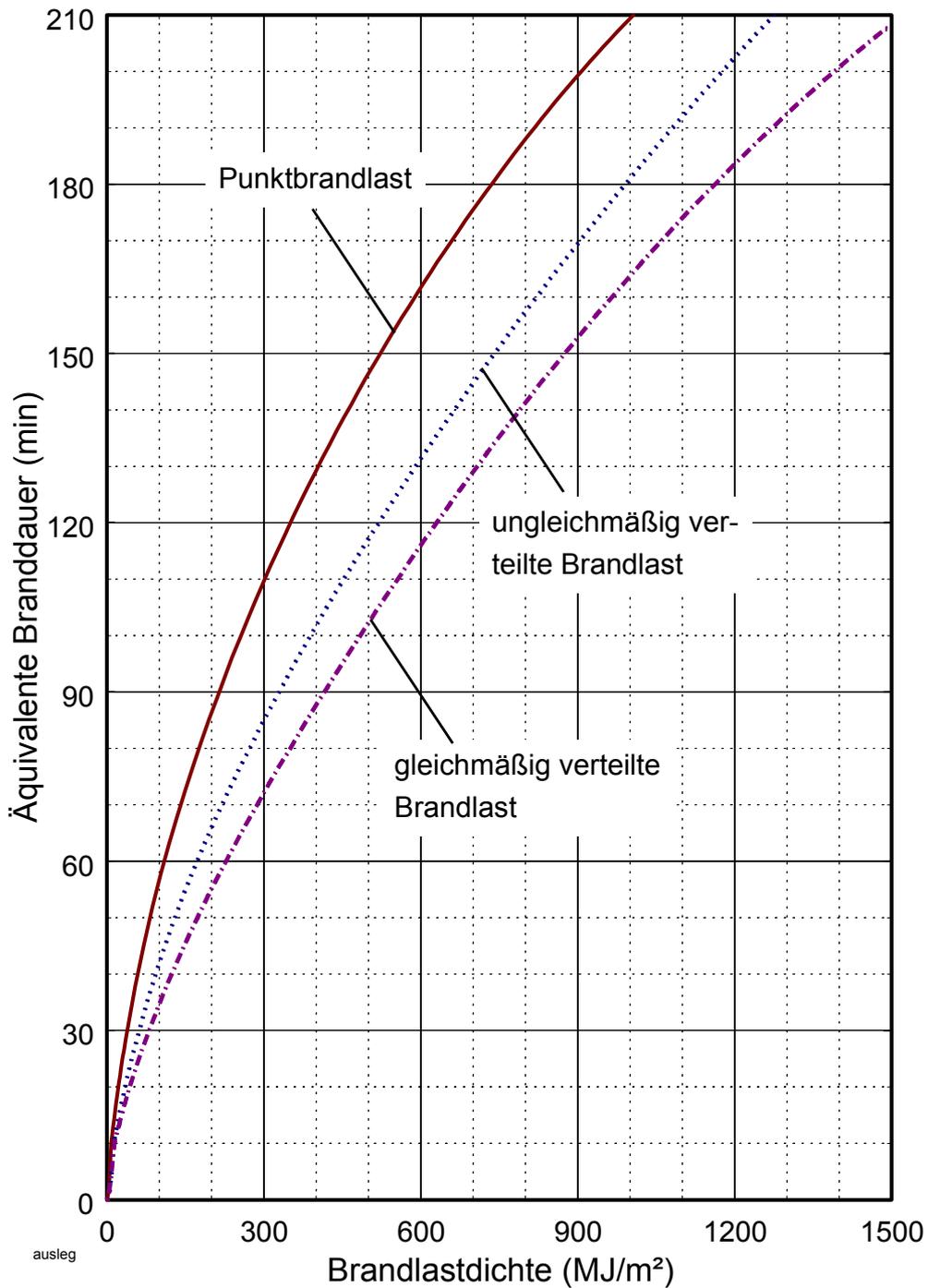


Bild 3.24 Äquivalente Branddauer als Funktion der Brandlastdichte q für die drei Brandszenarien 1) bis 3) unter „optimalen“ Ventilationsbedingungen und bei etwa stöchiometrischen Abbrand

3.8 Wertung und Empfehlungen

3.8.1 Wertung der durchgeführten Simulationsrechnungen

Im Unterschied zu den früheren Studien /84/, /60,/ wurden die Berechnungen in den Abschnitten 3.5 und 3.7 mit einem Mehrraum-Zonenmodell /3/ durchgeführt. Diese Art der Modellierung ist in der Lage, die Brandwirkungen auch bei einem fortentwickelten Brand in einem Teilbereich eines größeren Raumes realistisch vorherzusagen /78/. Dabei werden ggf. lokal deutlich höhere Temperaturen ermittelt als bei der Modellierung mit einem Einraum-Zonenmodell, das eine homogene Heißgasschicht im gesamten Raum voraussetzt.

Die Abweichungen von den mittleren Brandwirkungen nach der Einraum-Modellierung hängen vom Brandszenarium ab. Bleibt der Brand über den gesamten Verlauf auf einen Teilbereich des Brandraumes begrenzt, ergeben sich dort naturgemäß deutlich höhere Temperaturen und bei größeren Brandlastkonzentrationen auch sehr lange Branddauern. Breitet sich der Brand dagegen auf den gesamten Raum aus, so sind die Brandwirkungen und Branddauern in den Teilbereichen näherungsweise gleich; die Unterschiede in Abhängigkeit der Brandausbreitungsgeschwindigkeit sind ohne praktische Bedeutung.

Für eine auf der sicheren Seite liegenden Betrachtung sollte zumindest bei größeren Räumen ($A > 100 \text{ m}^2$) davon ausgegangen werden, dass die Gesamtbrandlast $Q_{\text{ges}} = q \cdot A$ in einem Teilbereich des Raumes konzentriert sein und dort abbrennen kann. Hierfür können die äquivalenten Branddauern aus Bild 3.11 (für Ölbrände) und Bild 3.13 (für Kabelbrände) entnommen werden. Dies entspricht der Kurve „Punktbrandlast“ in Bild 3.24.

Bezüglich der Ventilation sollte in der Regel von den ungünstigsten Verhältnissen, d.h. optimale Ventilationsbedingungen für die höchste äquivalente Branddauer, entsprechend Abschnitt 3.7 ausgegangen werden. Bei dieser Vorgehensweise, die für die Erstellung von Bild 3.11, Bild 3.13 und Bild 3.19 gewählt und mit Bild 3.16 sowie Bild 3.20 bis Bild 3.23 bestätigt wurde, erübrigt sich eine genauere Ermittlung von Leckageöffnungen für die natürliche Ventilation, die erfahrungsgemäß auch nur schwer abzuschätzen sind.

Der Einfluss der Raumgröße ist nur bei den lokal begrenzten Bränden von Bedeutung, wenn die gesamte Brandlast des Raumes auf einer Teilfläche konzentriert abbrennt (z. B. Spritzölleckage). Findet dagegen eine Brandausbreitung auf den gesamten Brandraum statt, dann ist der Einfluss der Grundfläche vernachlässigbar. Die

3 Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen

von der Brandlastart und -anordnung abhängige Brandausbreitungsgeschwindigkeit wirkt sich nur in der Frühphase des Brandes auf die Bauteilbeanspruchung aus und hat daher bei größeren spezifischen Brandlasten und dementsprechend langen Branddauern kaum noch einen Einfluss.

Bei höheren Räumen sind die äquivalenten Branddauern (unter sonst gleichen Bedingungen) geringer als bei niedrigen Räumen. Unabhängig von den sonstigen Einflüssen, kann die Abminderung der äquivalenten Branddauer t_a mit zunehmender Raumhöhe H in Anlehnung an /92/ genügend genau nach Gl. (3.27) abgeschätzt werden.

3.8.2 Einfluss unterschiedlicher Brandlasten

Bei den in Abschnitt 3.2 zugrunde gelegten Brandszenarien und zugeordneten Abbrandraten für Öl- und Kabelbrandlasten gibt es auf Grund der durchweg ventilationsgesteuerten Brandverläufe relativ schwache Auswirkungen auf die äquivalenten Branddauern (vgl. Bild 3.11 und Bild 3.13). Insbesondere beeinflusst die bei den beiden Stoffen sehr unterschiedliche Brandausbreitungsgeschwindigkeit mit höheren Temperaturen - wie gerade ausgeführt - nur in der Frühphase des Brandes die Bauteilerwärmung, spielt aber in der nahezu stationären Phase des fortentwickelten Brandes kaum noch eine Rolle.

Die geringeren äquivalenten Branddauern bei den Kabelbränden nach Bild 3.13 im Vergleich zu den Ölbränden gemäß Bild 3.11 sind primär auf die geringere Verbrennungseffektivität zurückzuführen, die mit $\chi = 0.8$ als relativ hoher Wert für Kabel angenommen wurde.

Angesichts der Schwierigkeiten bei der Festlegung realistischer Abbrandraten und effektiver Verbrennungswärmen für alle praktisch vorkommenden Brandlastarten und -anordnungen sowie Brandintensitäten erfordert es die Praktikabilität, die äquivalenten Branddauern nur für eine repräsentative Brandlastart zu berechnen. Das ist unter dem Gesichtspunkt der erforderlichen Genauigkeit aber auch vertretbar, denn für andere Brandlastarten (unter der Voraussetzung einer vergleichbarer Verbrennungseffektivität) ergeben sich bei gleicher Ventilation (d.h. Luftzufuhr) annähernd gleiche Energiefreisetzungsraten und damit äquivalente Branddauern. Die Ursache dafür ist das annähernd konstante Verhältnis zwischen Heizwert und stöchiometrischem Luftbedarf (vgl. Bild 3.4).

Auf Grund seiner bekanntermaßen hohen Verbrennungseffektivität bietet sich Öl als eine repräsentative Brandlast an. Aus der Literatur ergeben sich hierfür umfangreiche

Informationen über das Abbrandverhalten, so dass die Unsicherheiten bei den Eingangsdaten für die Wärmebilanzrechnungen vergleichsweise gering sind.

Als Alternative zum Öl liegt es für den Bereich des konventionellen Hochbaus nahe, auf sog. Holzkrippen (Kanthölzer 40 x 40 mm, geschichtet mit 50 % Lagerungsdichte) zurückzugreifen, die im Rahmen von Brandversuchen häufig verwendet werden. Hierdurch wäre auch der Anschluss an das Nachweisverfahren nach DIN 18230 /2/ hergestellt.

Andere Brandlasten können indirekt über experimentell zu ermittelnde Energiefreisetzungsraten bzw. Verbrennungseffektivitäten erfasst werden. Die Entwicklung für eine an der Praktikabilität orientierte standardisierte Untersuchungsmethode wird im folgenden Abschnitt 4 vorgestellt.

4 ERMITTLUNG DER VERBRENNUNGSEFFEKTIVITÄT

4.1 Allgemein

Zur Bestimmung der Brandbelastung als Eingangsgröße des vereinfachten Nachweisverfahrens sind Daten über die Masse und Art der Brandlasten erforderlich sowie Informationen darüber, ob es sich um ungeschützt vorliegende oder durch Einschluss in Behältern oder Rohrleitungen geschützte Brandlasten handelt.

Mit der Brandlastart liegt auch das Abbrandverhalten der Stoffe bei ventilationsgesteuerten Bränden fest. In einem natürlichen Brand ist die Verbrennung der Pyrolyse-gase meist unvollständig, weil unter Umständen nicht an alle Orte innerhalb der Verbrennungszone eine ausreichende Menge Sauerstoff transportiert werden kann. Daraus resultiert eine effektive Verbrennungswärme $H_{u,eff}$, die kleiner als der untere Heizwert H_u (ermittelt im sog. Bombenkalorimeter) ist. Wie an anderer Stelle bereits ausgeführt, wird das Verhältnis von effektiver Verbrennungswärme zum unteren Heizwert eines Stoffes als Verbrennungseffektivität χ bezeichnet. Die Verbrennungseffektivität wird in dem in dieser Arbeit entwickelten vereinfachten Nachweisverfahren zur Charakterisierung des Abbrandverhaltens brennbarer Stoffe verwendet. Zusammen mit dem unteren Heizwert und der Masse der Brandlast geht der Maximalwert der hier ermittelten Verbrennungseffektivität als linearer Faktor in die Brandlastdichte q ein. Internationale Arbeiten zeigen ebenfalls die Tendenz, eine Bewertung des Abbrandverhaltens von Brandlasten anhand der Verbrennungseffektivität vorzunehmen /93/.

Für die Verbrennungseffektivität χ fehlen bisher allerdings experimentell abgesicherte Werte bei großmaßstäblichen Versuchsanordnungen. Im Folgenden wird die grundsätzliche Vorgehensweise zur experimentellen Bestimmung der Verbrennungseffektivität χ bei großmaßstäblichen Brandversuchen dargestellt. Im Hinblick auf möglichst allgemeingültige Aussagen wurden Brandversuche mit Holz, Polyethylen¹ (PE) und Hydrauliköl (Mobil DTE Medium) durchgeführt. Als vierter Stoff wurde das Frostschutzmittel Glykol¹ untersucht (siehe auch Tabelle 4.1).

¹ Polyethylen-Granulat und Glykol wurden freundlicherweise von der BASF zur Verfügung gestellt.

4.2 Vorgehensweise

Der untere Heizwert wird für feste Stoffe laborgemäß im Bombenkalorimeter gemäß DIN 51 900 Teil 2 (Heizwertprüfung, Ausgabe 1977) bestimmt. Die Ermittlung der effektiven Verbrennungswärme lässt sich aus der folgenden Gleichung ableiten:

$$\dot{q} = \dot{m}_b \cdot \chi \cdot H_u = \dot{m}_b \cdot \frac{H_{u,eff}}{H_u} \cdot H_u = \dot{m}_b \cdot H_{u,eff} \quad (4.1)$$

Dies bedeutet, dass in einem realitätsnahen Versuchsaufbau die Energiefreisetzungsrates \dot{q} sowie die Abbrand- oder Pyrolyserate \dot{m}_b gemessen werden müssen.

Die effektive Verbrennungswärme ist in hohem Maße von den Bedingungen bei der Verbrennung abhängig. Hierunter fallen z. B. die chemischen Bindungen innerhalb des Brennstoffes, die Ventilationsverhältnisse am Brandherd oder die in unmittelbarer Umgebung und in den Rauchgasen vorherrschenden Temperaturen. Daraus resultiert auch eine Abhängigkeit von der Strahlungsflussdichte (Wärmemenge pro Zeit und Flächeneinheit), die auf den Brennstoff trifft. Wichtig für eine vollständige Verbrennung ist der Mischungsgrad von Verbrennungsluft und Pyrolysegasen.

Um diese Bedingungen realitätsnah darstellen zu können, wurden Versuche im mittelgroßen Maßstab durchgeführt. Neben der Art des Brennstoffes wurde die Größe der Ventilationsöffnung als maßgeblicher Parameter variiert (siehe Abschnitt 3.5 und 3.7). Zur Erfassung der Messwerte wird die Abbrandrate (\dot{m}_b) des pyrolysierenden Stoffes aus dem Gewicht der Restmasse durch Bildung der zeitlichen Ableitung (kg/s) berechnet. Das Gewicht der Restmasse wird während des Brandes mit einer hinreichend genauen Abbrandwaage kontinuierlich gemessen.

Die Energiefreisetzungsrates (\dot{q}) wird ermittelt, indem sämtliche durch den Brand entstehenden Gase über eine Abzughaube abgesaugt und analysiert werden. Hierbei ist der Restsauerstoffgehalt im Abluftvolumenstrom neben dem Volumenstrom selber die wichtigste Größe. In der Literatur wird ein Proportionalitätsfaktor E angegeben, der die Berechnung der freigesetzten Energie aus der Menge des verbrauchten Sauerstoffs ermöglicht. Dieser (geringfügig vom Brennstoff abhängige) Proportionalitätsfaktor beträgt im Mittel für eine große Anzahl von Kohlenwasserstoffen 13100 kJ pro verbrauchtes Kilogramm Sauerstoff /94/, /95/.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

4.3 Versuchsaufbau

4.3.1 Brandkammer und Rauchabzugssystem

Die Versuche zur Ermittlung der vorstehend beschriebenen Daten wurden in einem Versuchsstand "Room-Corner-Test" (RCT) nach ISO 9705 /96/ durchgeführt. Bild 4.1 zeigt eine schematische Skizze dieses Versuchsstandes. Er hatte eine Grundfläche mit der Länge $L = 3.6 \text{ m}$ und der Breite $B = 2.4 \text{ m}$. Die Höhe betrug $H = 2.4 \text{ m}$ (Volumen: 21 m^3). Die Umfassungsbauteile bestanden aus Porenbeton der Rohdichte von ca. 600 kg/m^3 .

Der Raum besaß eine 2.0 m hohe und 0.8 m breite Ventilationsöffnung (Tür) zur Umgebung, die mittig auf einer Stirnseite ausgespart war. Im oberen Bereich der Öffnung konnten die Rauchgase abströmen, Zuluft gelangte durch den unteren Teil der Öffnung in den Brandraum. Bei den Versuchen wurde die Größe der Öffnung durch teilweises Schließen mit Mauersteinen variiert.

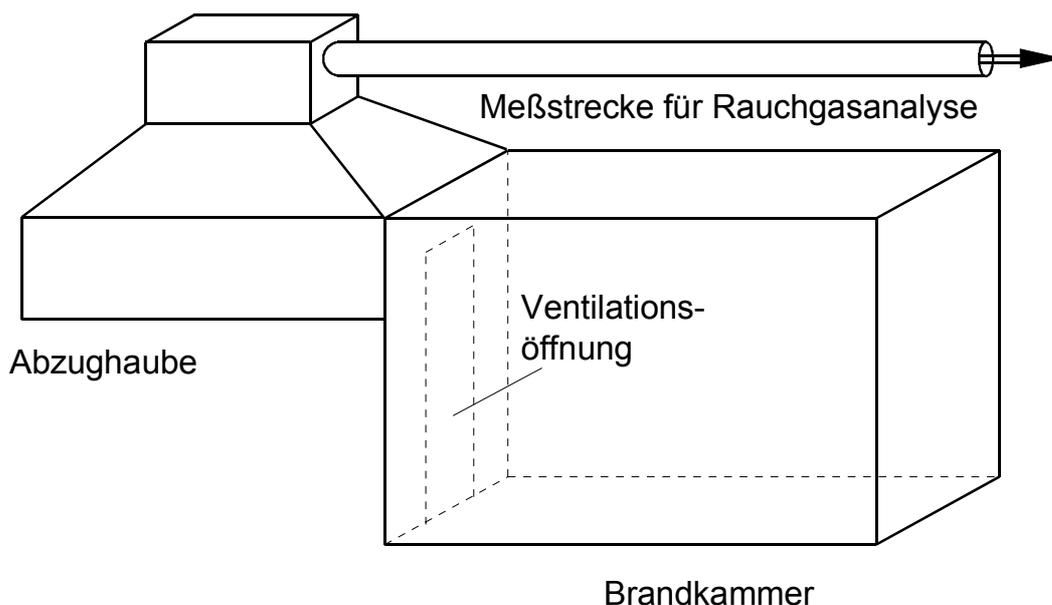


Bild 4.1 Schematische Skizze vom Aufbau des Room-Corner-Test (RCT) nach ISO 9705

Die aus dem oberen Bereich der Türöffnung ausgetretenen Rauchgase wurden unter der $2.9 \text{ m} \times 2.9 \text{ m}$ großen Öffnung der Abzughaube gesammelt. Um ein Ausströmen von Rauchgasen in die Halle zu vermeiden, wurden an drei Seiten der Haube 1.0 m hohe Schürzen eingehängt. Über die Haube, den Haubenaufsatz und die horizontal verlegte Rohrleitung mit der Messstrecke wurden die Gase der Rauchgasreinigung zugeführt (siehe Bild 4.2).

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

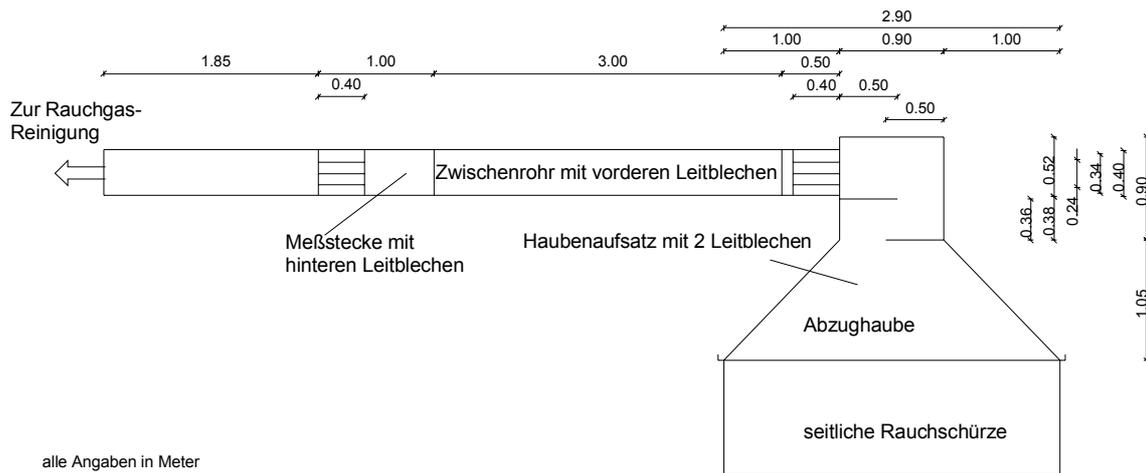


Bild 4.2 Abzughaube mit anschließender Messstrecke für die Rauchgasanalyse

4.3.2 Beschreibung der Messtechnik

Die wichtigsten Messgrößen dienen zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrate. Aus dem mit einer bidirektionalen Sonde in der Messstrecke (Bild 4.2) gemessenen Staudruck und der dort gemessenen Rauchgastemperatur wurde die Strömungsgeschwindigkeit berechnet. Dazu wurde der Volumenstrom der Rauchgase durch die Rohrleitung bestimmt. Weiterhin wurde für die Ermittlung der Energiefreisetzungsrate nach der Methode des Sauerstoffverbrauchs die Sauerstoffkonzentration innerhalb der Messstrecke mit einer Rauchgasanalytik (Bild 4.3) gemessen.

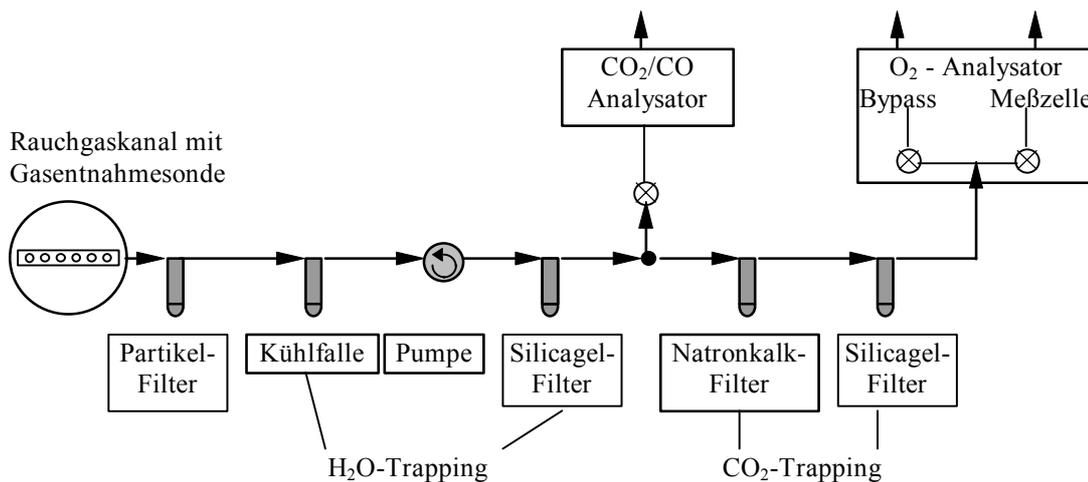


Bild 4.3 Messstrecke der Rauchgasanalyse mit der Entnahmestelle (Gasentnahmesonde) im Rauchgaskanal

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Zusätzlich wurden an derselben Analysestelle in der Rohrleitung die Kohlendioxid- und Kohlenmonoxidkonzentration der Rauchgase sowie etwas stromabwärts die optische Dichte des Rauchgasstromes gemessen. Abweichend vom Vorschlag der ISO 9705 /96/ befanden sich im Strang zum Sauerstoffanalysator zusätzlich ein Filterrohr mit Natronkalk und ein Filterrohr mit Silicagel. Damit konnte neben dem "H₂O-Trapping" auch ein "CO₂-Trapping" vorgenommen werden. Um dies zu berücksichtigen, ist die Berechnungsformel Gl. (4.3) für den Sauerstoff-Reduktionsfaktor Φ angepasst worden.

Zur Dokumentation und Bewertung des Geschehens im Brandversuch ist die Temperatur an festen Punkten im Brandraum gemäß Bild 4.4 die wichtigste Größe. Über 5 vertikale Messketten mit NiCr-Ni-Thermoelementen mit Schweißperle wurde die vertikale und die horizontale Temperaturverteilung erfasst. So wurde die Temperatur in den Raumecken an den Positionen 21 - 32, 33 - 44 und 45 - 56 in Abständen von 20 cm gemessen (Bild 4.4). An der vertikalen Messkette vorne links (Positionen 57 - 79) wurde in Abständen von 10 cm gemessen. Die fünfte Messkette befand sich in der Mitte des Brandraumes über der Brandlast (Positionen 92 - 99).

Um die Strömungsvorgänge in der Ventilationsöffnung zu erfassen, wurden gemäß Bild 4.5 Thermoelemente und bidirektionale Drucksonden (Bi-directionals /97/) an den Positionen 80 - 91 und 100 installiert. Die Drucksonden hatten die Positionen 1 - 11, 13 und 14. Entsprechende Druckmessdosen wurden so an die bidirektionalen Drucksonden angeschlossen, dass der einströmende Luftstrom eine positive Druckdifferenz erzeugte.

Im Hinblick auf eine vollständigere Erfassung und weitergehende Analyse des Brandgeschehens wurden weitere Messstellen im Brandraum vorgesehen (Bild 4.6). Unter der Decke des Brandraumes wurden an den Positionen M1 und M2 zwei Platten aus Stahl (Vergleichselemente) aufgehängt. Bei M1 handelte es sich um eine sog. m-Faktor-Platte mit definierten Abmessungen in Anlehnung an DIN 18230 Teil 2. Im Abstand von 50 mm von der Oberfläche befand sich im Innern der Platte ein Thermoelement (Th 15), welches stellvertretend für unterschiedliche brandbeanspruchte Bauteile mit thermischer Isolierung durch Beton, Putz oder andere Brandschutzbekleidung die Erwärmung aufzeichnen sollte. Zur Kontrolle war ein weiteres Thermoelement (Th 14) in 30 mm Abstand zur Oberfläche eingebaut. Um ggf. Unterschiede bezüglich der Brandwirkungen bei weniger stark isolierten Bauteilen feststellen zu können, wurde ein zweites Vergleichselement (M2) von 30 mm Dicke mit einem Thermoelement (Th 13) in 15 mm Abstand zur Oberfläche angebracht.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Die Vergleichselemente wurden jeweils seitlich mit einem wärmeisolierenden Material ummantelt; hierdurch sollte erreicht werden, dass sich die Stahlplatten im Wesentlichen nur über die dem Brandgeschehen zugewandte Oberfläche aufheizen.

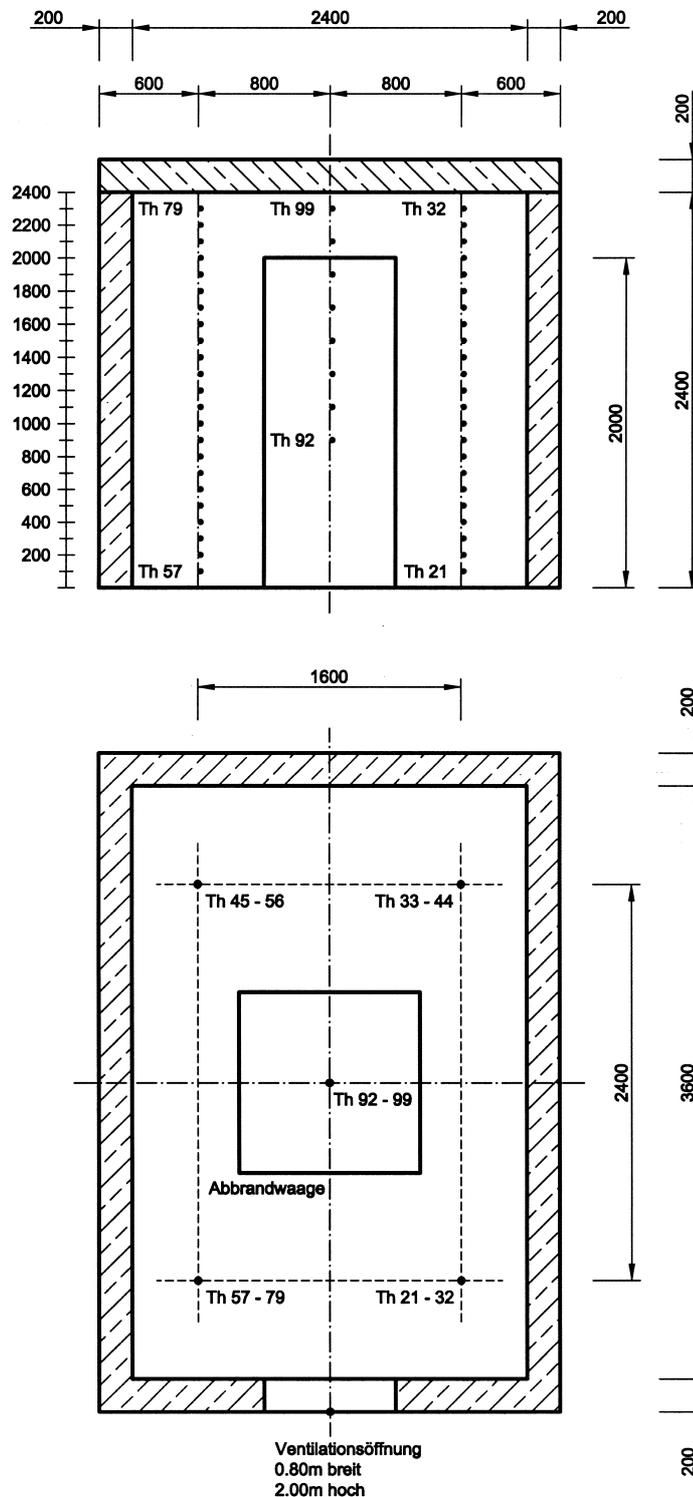


Bild 4.4 Seitenansicht (oben) und Draufsicht (unten) des Brandraums (Maße in mm) und Lage der Thermoelemente

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

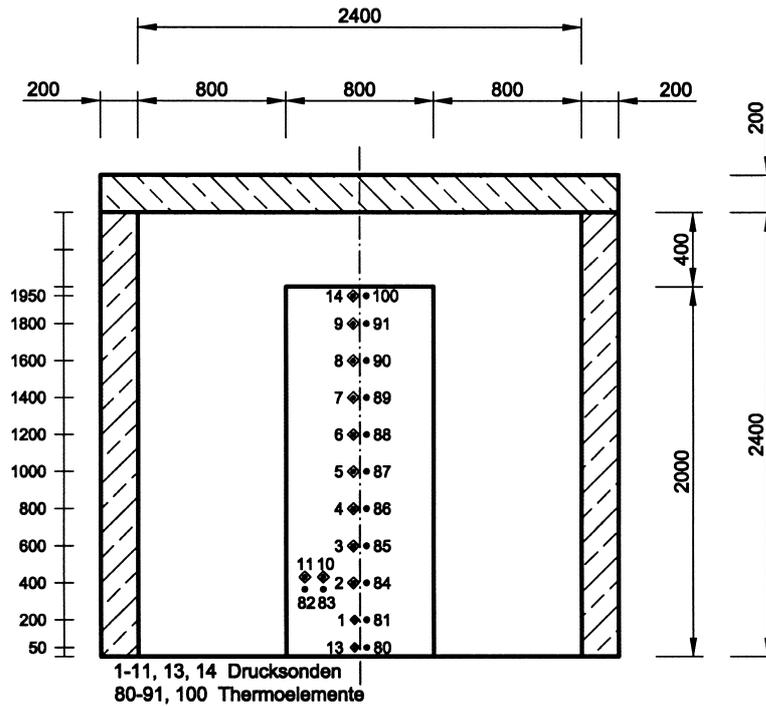


Bild 4.5 Messpositionen in der Ventilationsöffnung (Maße in mm)

In der Mitte zwischen den beiden Vergleichselementen wurden zwei Wärmestromdichte-Messgeräte (WS1, WG1) vom Typ Gardon-Gage (Typ 64 des Herstellers MEDTHERM) eingebaut. Die Funktionsweise dieser Gardon-Gage-Sensoren lässt sich wie folgt beschreiben:

Der Wärmefluss wird an der Oberfläche des Sensors absorbiert und zu einem eingebauten Kühlkörper geleitet, dessen Temperatur niedriger ist als die der Sensoroberfläche. Die Temperaturdifferenz zwischen zwei Punkten an diesem Wärmeverlauf ist der übertragenen Wärme und damit der Stärke des Wärmeflusses proportional. Bei den MEDTHERM Wärmeflussaufnehmern befinden sich an zwei solchen Punkten die Lötstellen eines Thermoelementes, zwischen denen dieser Temperaturunterschied eine elektromotorische Kraft erzeugt, die der Stärke des Wärmeflusses direkt proportional ist. Es wird also keine Vergleichslötstelle benötigt. Die Gardon-Gage-Sensoren nehmen die Wärme auf einer dünnen metallischen Folie auf und leiten sie radial, also parallel zur absorbierenden Fläche, zu dem an der Peripherie der Folie befindlichen Kühlkörper weiter. Die Temperaturdifferenz wird zwischen dem Zentrum und der Kante der Folie gemessen.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

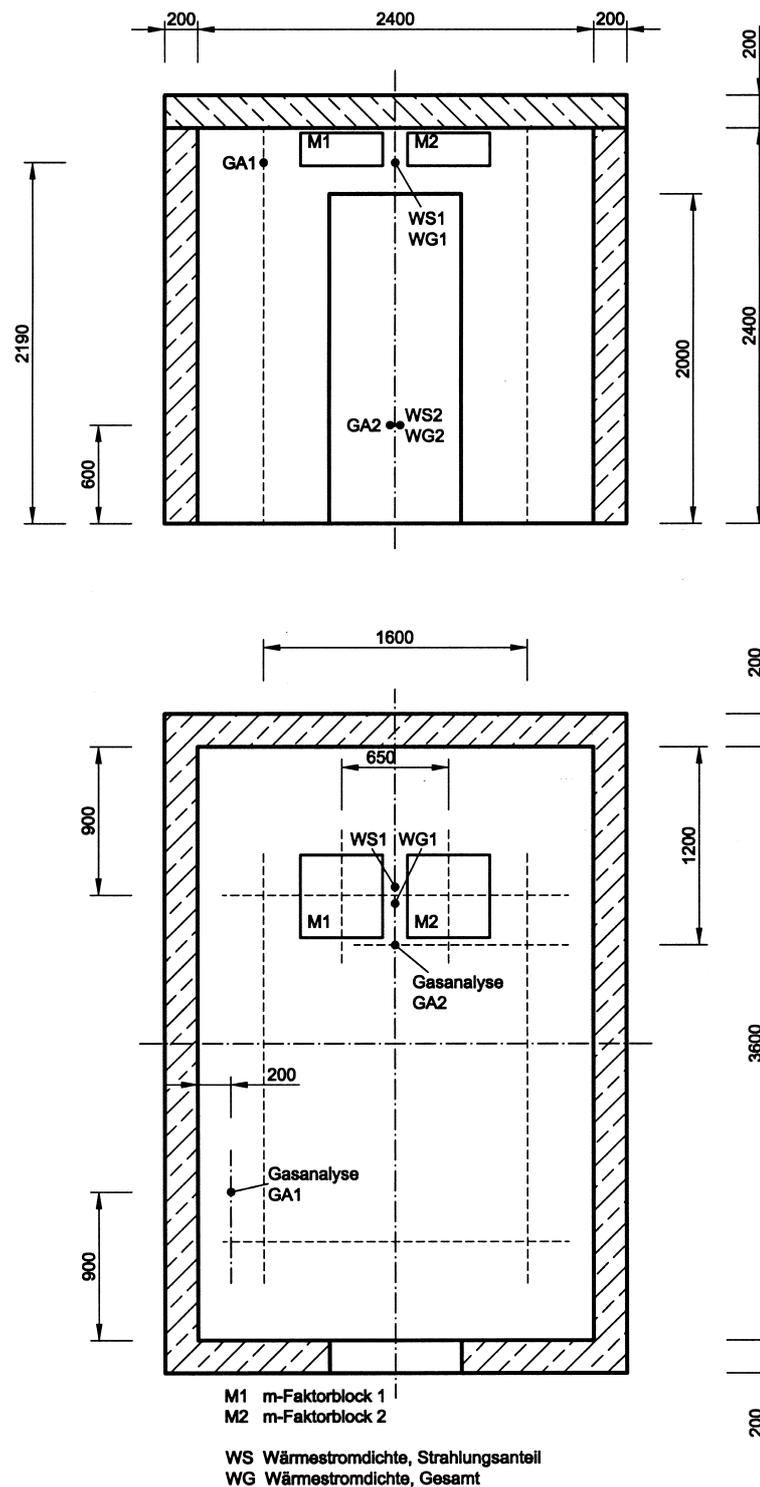


Bild 4.6 Aufriss (oben) und Draufsicht (unten) des Brandraums (Maße in mm) mit Positionen von Messstellen

Mit WS1 und WS2 wurde durch ein Fenster nur der Strahlungsanteil gemessen, während WG1 und WG2 die gesamte Wärmestromdichte aus Konvektion und Strahlung gemessen haben. WS2 und WG2 waren so in einen Block aus wärmeisolierendem Material eingelassen, dass eine plane Oberfläche hergestellt war. Diese Oberfläche

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

befand sich mit 600 mm über dem Boden der Brandkammer etwa auf der Höhe der Brandlast (ca. 190 mm über der Oberkante der Abbrandwaage). Auf diese Weise konnte die auf die Brennstoffoberfläche einwirkende Wärmestrahlungsdichte gemessen werden.

Auf dem Boden in der Mitte der Brandkammer wurde eine Abbrandwaage installiert (siehe Bild 4.4, unten). Die Abbrandwaage bestand aus drei Wägezellen mit aufgelegtem Stahlrahmen und wärmeisolierenden Brandschutzplatten zur Aufnahme der Brandlasten. Über diese Waage wurde während der Brandversuche die Restmasse der Brandlast gemessen und nachträglich durch Differentiation die Abbrandrate ermittelt. Die Oberkante der Brandschutzplatten befand sich etwa 410 mm über dem Boden der Brandkammer. Zur Vervollständigung der Messanordnung wurden an zwei Positionen innerhalb des Brandraumes (GA1, GA2) kontinuierlich Gasproben entnommen und auf die Volumenanteile von Sauerstoff O₂, Kohlenmonoxid CO und Kohlendioxid CO₂ analysiert, bei GA2 nur Sauerstoff O₂ und Kohlendioxid CO₂.

Alle bisher genannten Messgrößen wurden als elektrische Spannung bereitgestellt, digitalisiert und über die rechnergesteuerte Datenerfassung in festen Zeitintervallen von 10 s gespeichert.

4.3.3 Beschreibung der untersuchten Brandlasten

Für die Versuche wurden vier unterschiedliche Materialien als repräsentative Brandlasten eingesetzt. Die Brandlasten sind in Tabelle 4.1 beschrieben. Bei dem Mobil DTE Medium handelte es sich um ein Hydrauliköl, wie es beispielsweise in Kernkraftwerken eingesetzt wird. Holz (Fichtenholz in Stäben 40 x 40 mm und 800 mm lang) und Polyethylen als Granulat wurden als Vertreter fester Stoffe als Brandlast genutzt. Für die Ermittlung der Verbrennungseffektivitäten sollte Holz stellvertretend für Stoffe auf Cellulosebasis, demnach z. B. auch für Putzklappen und Papier, stehen.

Das ebenfalls untersuchte Glykol sollte das Spektrum der brennbaren Flüssigkeiten in Richtung niedriger Heizwerte abgrenzen. Somit standen sowohl für die Feststoffe als auch für die Flüssigkeiten jeweils eine Brandlast mit hoher und eine Brandlast mit geringerer Energiedichte für die Untersuchungen zur Verfügung.

Die vorstehend aufgeführten festen und flüssigen Stoffe wurden jeweils auf der Abbrandwaage in der Mitte des Raumes positioniert. Die Oberseite der Abbrandwaage hat eine Höhe von 410 mm über dem Brandraumboden.

Tabelle 4.1 Eingesetzte Brandlasten

	Unterer Heizwert H_u (MJ kg ⁻¹)	Summen- Formel (-)	E (MJ/kg O ₂)	E ^V (MJ/m ³ O ₂)	r (kg/kg)
Glystantin G48 (Glykol)	16.6 ¹⁾	CH ₃ O	12.88	16.911	5.572
Holz (Fichte)	18.2 ²⁾	C ₆ H ₁₀ O ₅	13.1	17.200	
Mobil DTE Medium	40.5 ³⁾	—	13.1	17.200	
Polyethylen-Granulat (Lupolen 5021 D)	43.2 ¹⁾	CH ₂	12.62	16.570	14.835
Propan	46.4	C ₃ H ₈	12.80	16.800	

¹⁾ Bestimmung des Heizwertes bei BASF

²⁾ Bestimmung des Heizwertes im iBMB gemäß DIN 51 900 Teil 2 (Ausgabe 1997)

³⁾ Heizwert aus Bouhafid et al.: Fire Safety Journal 15 (1989) 367-390 /59/

Das Holz wurde direkt auf der Waage zu Holzkrippen mit einer Packungsdichte von 50 % Holz aufgestapelt (Standard-Holzkrippe). Der Feuchtigkeitsgehalt des Holzes betrug zwischen 6 und 8 Gew.-%. Das Öl und das Polyethylen wurden in einer quadratischen Wanne mit 700 mm Seitenlänge (ca. 0.5 m²) und 200 mm Wandhöhe verbrannt, für das Glykol wurde eine quadratische Wanne mit 1000 mm Seitenlänge (ca. 1 m²) und 200 mm Wandhöhe eingesetzt. Die Wannen wurden auf die Waage gestellt. Bei Ermittlung der Abbrandrate \dot{m}_b wurde der gesamte Gewichtsverlust berücksichtigt.

Zur Zündung der Stoffe wurde die Oberfläche der Brandlast solange mit einem 18 kW Gasbrenner erhitzt, bis ein selbständiges Weiterbrennen eingesetzt hatte. Abweichend davon erfolgte die Zündung bei den Brandversuchen mit Holzkrippen über geringe Mengen Isopropanol (200 bis 250 ml), die in zwei kleinen runden Schalen unter die Holzkrippen geschoben wurden.

Für Vorversuche wurde Propan als Brandlast eingesetzt. Das Propan wurde über einen auf dem Boden stehenden Kiesbettbrenner mit einer Fläche von 0.3 x 0.3 m² und einer Brennerleistung von 200 kW in der Mitte des Raumes freigesetzt.

4.3.4 Variation der Ventilationsöffnung

Neben dem Einsatz verschiedener Brandlasten sollte auch der Einfluss unterschiedlicher Ventilationsöffnungen untersucht werden. Dazu wurde die Tür (Öffnung 0.8 m x 2.0 m) teilweise mit Mauersteinen verstellt. In Tabelle 4.2 sind die unterschiedlichen Ventilationsöffnungen zusammengestellt. Für die einzelnen Stoffe konnten wegen des großen Aufwandes nicht alle Varianten der Ventilationsöffnung untersucht wer-

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

den. Eine Übersicht der durchgeführten Versuche mit den zugehörigen Ventilationsöffnungen gibt die Tabelle A.1 (siehe Anhang A).

Tabelle 4.2 Größe der untersuchten Ventilationsöffnungen

Öffnungsindex	Breite (m)	Höhe (m)	Fläche (m ²)
1	0.8	2.0	1.6
2	0.6	2.0	1.2
3	0.4	2.0	0.8
4	0.2	2.0	0.4
5	0.1	2.0	0.2
6	0.04	2.0	0.08
7	0.1	0.5	0.05
8	unten: 0.56 oben: 0.60	0.7 0.7	0.812
9	unten: 0.56 oben: 0.60	0.3 0.3	0.34

4.4 Aufbereitung der Messwerte

4.4.1 Berechnung der Energiefreisetzungsrate

Die Energiefreisetzungsrate \dot{q} wird in Anlehnung an ISO 9705 /96/ bestimmt. Die wesentlichen Schritte des Verfahrens sind im Folgenden dargestellt. Aus den Messungen im Abgasrohr lässt sich der auf den atmosphärischen Druck bei 25°C bezogene Abgasvolumenstrom \dot{V}_{298} bestimmen.

$$\dot{V}_{298} = 22.4 \cdot \frac{A_R \cdot k_t}{k_p} \sqrt{\frac{\Delta p}{T_s}} \quad (4.2)$$

mit

T_s Gastemperatur im Abzugkanal in K

Δp mit der bidirektionalen Sonde gemessene Druckdifferenz in Pa

A_R Querschnittsfläche des Abgasrohres in m² (Radius = 0.2 m)

k_t dimensionsloses Verhältnis des durchschnittlichen Massenstromes zu dem in der Mitte des Abgasrohres

k_p dimensionslose Kalibrierkonstante der bidirektionalen Sonde (= 1.08)

Für diese Gleichung wird angenommen, dass die Dichteänderungen der Rauchgase (bezogen auf Luft) nur auf Grund der Temperaturänderungen eintreten. Korrekturen

wegen veränderter chemischer Zusammensetzung werden nicht berücksichtigt. Die Konstante k_t wird aus Temperatur- und Geschwindigkeitsmessungen zur Bestimmung des Strömungsprofils bestimmt.

Die Kalibrierung ("Gerätekonstante") erfolgte mit einem im Brandraum positionierten Kiesbettbrenner, dessen Leistung in Stufen zu 50 kW bis auf 300 kW gesteigert wurde. Dabei ergab sich, dass bei der Einstellung eines Unterdruckes von 500 Pa im Rauchgas-Abzugssystem ein Verhältniswert k_t (siehe Gl. (4.2)) von 0.85 zur Auswertung einzusetzen ist; bei einem höheren Unterdruck beträgt k_t lediglich 0.80.

Die Energiefreisetzungsrate wird gemäß ISO 9705 /96/ anschließend aus folgender Gleichung bestimmt:

$$\dot{q} = E^1 \cdot \dot{V}_{298} \cdot X_{O_2}^a \cdot \left(\frac{\Phi}{\Phi \cdot (\alpha - 1) + 1} \right) - \frac{E^1}{E_{C_3H_8}} \cdot \dot{q}_b \quad (4.3)$$

mit dem Expansionsfaktor $\alpha = 1.105$ und dem Sauerstoff-Reduktionsfaktor Φ

$$\Phi = \frac{1 - X_{O_2}^{Pa} / X_{O_2}^{0,Pa}}{1 - X_{O_2}^{Pa}} \quad (4.4)$$

Weiterhin sind

- \dot{q} die Energiefreisetzungsrate bei vollständiger Verbrennung (kW)
- E^1 Proportionalitätsfaktor für den geprüften Stoff = 17 200 kJ/m³, oder gemäß Tabelle 4.1
- $E_{C_3H_8}$ Proportionalitätsfaktor für Propan = 16 800 kJ/m³
- $X_{O_2}^a$ Volumenanteil Sauerstoff in der Zuluft (1)
- $X_{O_2}^{0,Pa}$ Volumenanteil Sauerstoff im Abgasstrom zu Versuchsbeginn (1)
- $X_{O_2}^{Pa}$ Volumenanteil Sauerstoff im Abgasstrom während des Versuches (1)

4.4.2 Bestimmung der effektiven Verbrennungswärme

Zur Bestimmung der effektiven Verbrennungswärme wurden drei verschiedene Auswertungsarten verglichen. Die effektive Verbrennungswärme berechnet sich generell aus der entsprechenden Energiefreisetzungsrate und der Abbrandrate unter Beachtung der Einheiten mit

$$H_{u,eff} = \frac{\dot{q}}{\dot{m}_b} \quad (4.5)$$

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

In Anlehnung an ISO 5660 /98/ gilt folgende Gleichung:

$$H_{u,\text{eff}} = \frac{\sum_{i=1}^n \dot{q}_i \cdot \Delta t}{\Delta m_b} \quad (4.6)$$

Auf Grund der starken Streuungen der beiden Ableitungen nach der Zeit erscheint es sinnvoller, die durchschnittliche effektive Verbrennungswärme mit Hilfe der „Trapezregel“ zu berechnen:

$$H_{u,\text{eff}} = \frac{\sum_{i=2}^n \frac{\dot{q}_i + \dot{q}_{i-1}}{2} \cdot (t_i - t_{i-1})}{\Delta m_b} \quad (4.7)$$

Bei der Auswertung der Messergebnisse nach Gl. (4.5) handelt es sich um den Quotienten der "online" erfassten Daten. Deren starke Streuung wird durch die Bildung der Ableitung zur Berechnung der Abbrandrate noch verstärkt. Bild 4.7 zeigt die Einzelergebnisse für die zeitliche Entwicklung der effektiven Verbrennungswärme von Polyethylen, gemessen bei einer Ventilationsöffnung von 0.8 m².

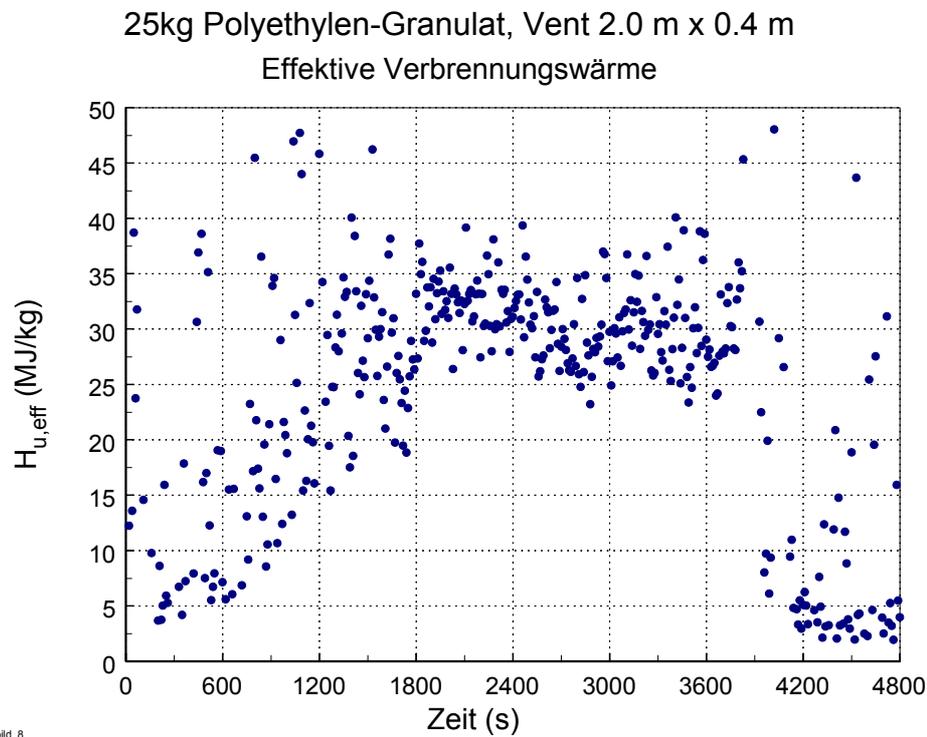


Bild 4.7 Effektive Verbrennungswärme bei einem Versuch mit Polyethylen, Ventilationsfläche 0.8 m², Poolfläche 0.5 m²

Für den Zeitraum 1800 s ≤ t ≤ 3600 s, in der eine annähernd konstante Energiefreisetzungsrate \dot{E} bzw. der Abbrandrate \dot{m}_b vorlag, beträgt die Standardabweichung 80

$s = 3.51 \text{ MJ/kg}$, der Variationskoeffizient hat den Wert 0.11. Die starke Streuung der "Messwerte" legt eine Mittelwertbildung nahe; hierfür wurden drei verschiedene Methoden erprobt:

Methode 1: Es wird ein arithmetischer Mittelwert aus den Messwerten nach Gl. (4.5) gebildet, die zwischen den Zeitpunkten t_1 (10 % der eingesetzten Brennstoffmasse verbraucht) und t_2 (90 % der eingesetzten Brennstoffmasse verbraucht) liegen.

Methode 2: Die arithmetische Mittelwertbildung erfolgt über den Zeitraum, in dem die Abbrandrate annähernd konstant ist.

Methode 3: Durch zeitliche Integration der gemessenen Energiefreisetzungsrate \dot{q} wird die freigesetzte Energie Q bestimmt. Die mittlere effektive Verbrennungswärme $H_{u,eff,M}$ ergibt sich als Quotient aus freigesetzter Energie Q und der bis zu diesem Zeitpunkt verbrannten Masse m des Brandgutes. Als obere Integrationsgrenze gilt der Zeitpunkt t_2 , bei dem 90 % der eingesetzten Brennstoffmasse verbrannt sind.

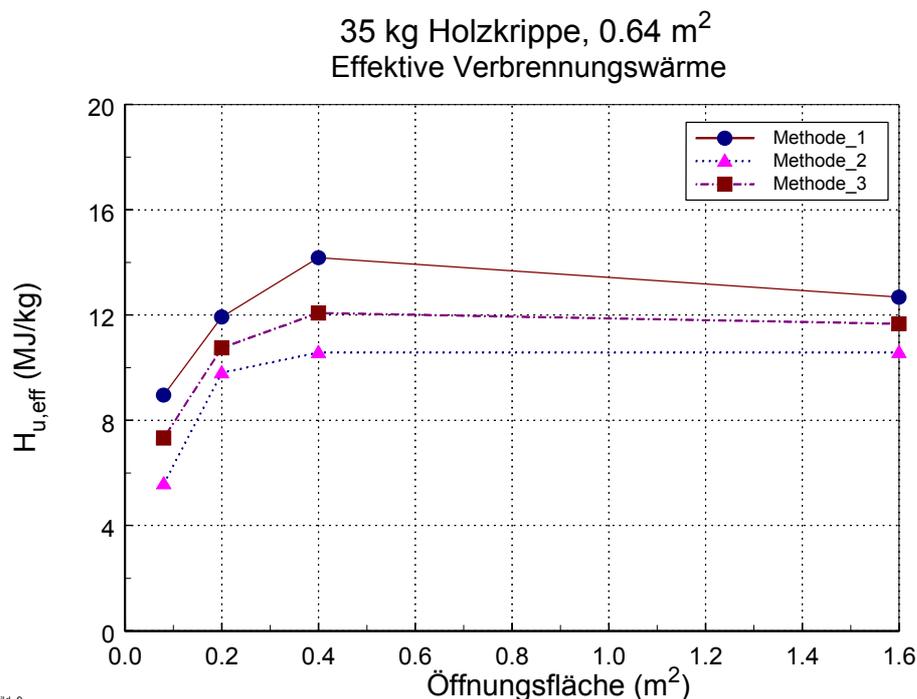


Bild 4.8 Darstellung der 3 Auswertungsmethoden am Beispiel der Holzbrandlast

Die drei Methoden lieferten für Polyethylen, Hydrauliköl und Glykol sehr ähnliche Ergebnisse. Anders verhielt es sich bei dem inhomogenen Brennstoff Holz. Hier lagen

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Methode 1 und Methode 2 relativ weit auseinander, Methode 3 lieferte mittlere Werte (Bild 4.8).

4.5 Versuchsergebnisse

4.5.1 Ausgewertete Versuche

Wie Tabelle A.1 im Anhang A zeigt, wurden neben den Kalibrierversuchen mit dem Gasbrenner insgesamt 18 Versuche durchgeführt. Für die Auswertung kamen allerdings nur solche Versuche in Betracht, die unter gleichen Voraussetzungen durchgeführt worden sind. Parameter innerhalb einer Versuchsreihe war die Ventilationsfläche.

Bild A.1 bis Bild A.4 des Anhanges zeigen die Ergebnisse für die Verbrennungseffektivität, wie sie aus den Versuchsdaten ermittelt worden ist. Dabei wurden die Ergebnisse nach den drei unterschiedlichen Methoden, wie in Kapitel 4.4.2 dargestellt, einander gegenübergestellt. Für die Auswertung der effektiven Verbrennungswärme wurde nach Methode 3 verfahren.

Die Messdaten für die Abnahme der Brennstoffmasse (Restmasse), die Abbrand- und Energiefreisetzungsrates sowie die effektive Verbrennungswärme gemäß Gl. (4.5) sind in der Anlage A zu diesen Untersuchungen dargestellt.

4.5.2 Zusammengefasste Auswertung der Ergebnisse

Die erhobenen Messdaten wurden unter Anwendung der in Abschnitt 4.4 aufgezeigten Methoden zur Ermittlung der effektiven Verbrennungswärme ausgewertet. Anschließend wurde die Verbrennungseffektivität χ als Quotient aus maximaler effektiver Verbrennungswärme (unter Berücksichtigung der Ventilation) und unterem Heizwert gemäß Gl. (2.12) ermittelt. Die Ergebnisse für die untersuchten Stoffe sind in Tabelle 4.3 zusammengestellt. Die Werte, die im Rahmen dieser Arbeit ermittelt wurden, tragen die Fußnote 1.

Ergänzend hierzu wurden in der Tabelle 4.3 Literaturwerte aus /99/ für einige wichtige Stoffe eingetragen. Es handelt sich größtenteils um Arbeiten von TEWARSON, bei denen im sog. TEWARSON-Calorimeter Proben im Labormaßstab bei guter Ventilation untersucht wurden. Abweichungen gegenüber der vorliegenden Untersuchung sind neben der Probengröße vor allem auf die Ventilationsbedingungen zurückzuführen. Außerdem kann die Methode zur Mittelwertbildung gemäß Abschnitt 4.4.2 Einfluss auf das Ergebnis haben (Unterschiede $\pm 10\%$). Die Literaturwer-

te liegen größtenteils über den hier gemessenen Werten, so dass ihre Zugrundelegung im Rahmen des Nachweisverfahrens zu Ergebnissen führt, die auf der sicheren Seite liegen.

Die Werte für Kabel in Zeile 2 der Tabelle 4.3 stellen mittlere Werte aus Untersuchungen im iBMB in unterschiedlichem Maßstab dar, wobei die Werte für Kabel mit unterschiedlicher Zusammensetzung (z.B. PE, PP, PVC, Silikon, Teflon etc.) im Einzelfall stark streuen können; dabei sind effektive Verbrennungswärmen zwischen 3 und 32 MJ/kg möglich /100/.

Tabelle 4.3 Unterer Heizwert H_u und Verbrennungseffektivität χ für typische Brandlasten (übertentilierter Bereich)

Zeile	Brandlast	Stoffgröße		χ -
		Heizwert H_u MJ/kg	kWh/kg	
1	Öl	42.0	11.7	1.0
2	Kabel	21.0 ³⁾	5.8 ³⁾	0.6 ³⁾
3	Holzkippen	18.2	5.1	0.7 ¹⁾
4	Aktivkohle (Holzkohle)	32.8	9.1	1.0 ^{*)}
5	Hydrauliköl Mobil DTE	40.5	11.3	0.8 ¹⁾
6	Polypropylen	43.9	12.2	0.9 ²⁾
7	Papier (Cellulose)	13.7	3.8	0.7 ²⁾
8	Baumwolllappen (Cellulose)	31.7	8.8	0.7 ²⁾
9	Polyethylen (Granulat)	43.2	12	0.8 ¹⁾
10	PE mit 25 % Chlor	31.6	8.8	0.7 ²⁾
11	Gummi (Kautschuk)	42.1	11.7	1.0 ^{*)}
12	Kaltreiniger (Benzin)	42.8	11.9	≈ 1.0
13	Schmierfett	41.4	11.5	1.0 ^{*)}
14	Glykol	16.6	4.6	0.8 ¹⁾
15	Polystyrol	39.2	10.9	0.65 ²⁾
17	Methanol	20.0	5.6	0.95 ²⁾
18	Heptan	44.6	12.4	0.95 ²⁾

1) Werte wurden am iBMB durch Versuche ermittelt

2) Vorläufige Werte aus der Literatur /99/.

3) Mittlerer Wert; die Zusammensetzung von Kabeln ist sehr unterschiedlich.

*) Literaturwerte liegen zur Zeit nicht vor. Genauere Werte können nur durch Versuche bestimmt werden. Die unter 1) bestimmten Werte unterliegen Abweichungen von ± 0.1 .

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Im Rahmen der Studie /101/ wurden unterschiedliche PVC-Kabel im Cone-Kalorimeter untersucht. Grundsätzlich kann durch Versuche im Cone-Kalorimeter die effektive Verbrennungswärme und damit die Verbrennungseffektivität ermittelt werden. Es zeigte sich, dass die durchschnittliche effektive Verbrennungswärme mit zunehmender Strahlungsflussdichte geringfügig ansteigt und in der Größenordnung von 11 bis 16 MJ/kg liegt. Eine signifikante Abhängigkeit von der Kabelart (Durchmesser) und Belegungsichte (Anzahl der Kabel) konnte nicht nachgewiesen werden. Allerdings unterscheiden sich fabrikneue Kabel ("neu") und solche Kabel, die bereits in einem Kraftwerk eingesetzt waren ("alt"): Während die durchschnittliche effektive Verbrennungswärme "alter" Kabel praktisch nicht von der Strahlungsflussdichte beeinflusst wird, steigt sie bei "neuen" Kabeln mit zunehmender Strahlungsflussdichte geringfügig an. Die zeitabhängige effektive Verbrennungswärme ist näherungsweise unabhängig von der Strahlungsflussdichte sowie von der Anzahl der Kabel und nimmt Werte von 13 bis 17 MJ/kg an. Die effektive Verbrennungswärme für den Schwelbrand der Kabel konnte nicht erfasst werden, da in dieser Phase verhältnismäßig wenig Masse umgesetzt wird und daher die durch die numerische Differentiation berechnete Abbrandrate mit großen Schwankungen bzw. Ungenauigkeiten behaftet ist.

Zusammenfassend ergab sich aus den Untersuchungen im Cone-Kalorimeter und aus den Raumbrandversuchen in Phasen hoher Energiefreisetzungsrate (im Cone-Kalorimeter bei hoher Strahlungsflussdichte und in den Raumbrandversuchen beim Brand großer Flächen) mit 10 bis 14 MJ/kg eine verhältnismäßig hohe effektive Verbrennungswärme. Ist der Abbrand eingeschränkt, so verbrennen die Kabel mit einer effektiven Verbrennungswärme < 10 MJ/kg.

Nachteilig bei der Anwendung eines Standard-Cone-Kalorimeters ist die fehlende Möglichkeit zur Veränderung der Ventilationsbedingungen. Eine Versuchsanlage auf der Basis eines modifizierten Cone-Kalorimeters wird in Abschnitt 4.7 beschrieben.

4.6 Auswertung bezüglich der Entstehung von Brandgasen und Wärme

4.6.1 Ventilationsbedingungen – Globales Äquivalenzverhältnis

Wie in den Abschnitten 2.2.2 „Entstehung von Brandgasen“ und 2.2.3 „Die Entstehung von Brandprodukten – insbesondere Wärme“ beschrieben, hängen die Brandprodukte in erheblichem Maße von den Ventilationsbedingungen ab. Die Beschreibung dieser Abhängigkeit wird in der internationalen Literatur häufig mit dem „Global Equivalence Ratio“ GER (Globales Äquivalenzverhältnis) ϕ vorgenommen /102/.

Darüber hinaus liegen diverse Arbeiten vor, die sich mit der Bildung von bestimmten Brandprodukten und Rauch unter dem Einfluss veränderter Ventilationsbedingungen beschäftigen (z.B. /103/, /104/, /105/).

Das Globale Äquivalenzverhältnis ϕ beschreibt die für die stöchiometrische Verbrennung benötigte Menge an Oxidationsmittel ($r \cdot \dot{m}_b$) im Verhältnis zur Verfügung stehenden Menge \dot{m}_{Ox}

$$\phi = \frac{r \cdot \dot{m}_b}{\dot{m}_{Ox}} \quad (4.8)$$

Wird als Oxidationsmittel die Verbrennungsluft betrachtet, so muss für r der stöchiometrische Luftbedarf des Brennstoffes eingesetzt werden. National wird in Deutschland meist vom Zuluftverhältnis ZLV (oder der Luftverhältniszahl λ beispielsweise in der Automobilindustrie /106/) gesprochen. Das Zuluftverhältnis ZLV ist demnach definiert als der Quotient aus der zur Verbrennung zur Verfügung stehenden Luft und der bei einer stöchiometrischen (vollständigen) Verbrennung theoretisch benötigten Mindestmenge.

$$\lambda = \text{ZLV} = \frac{\dot{m}_{\text{Luft, vorhanden}}}{\dot{m}_b \cdot r} = \frac{1}{\phi} \quad (4.9)$$

Je besser die Ventilationsbedingungen sind, desto größer wird der angebotene Luftmassenstrom sein und umso vollständiger wird der Verbrennungsprozess verlaufen. Eine vollständige Verbrennung ergibt entsprechend eine Verbrennungseffektivität χ nahe 1. Diese Abhängigkeit der effektiven Verbrennungswärme spiegelt sich als Funktion des Zuluftverhältnisses ZLV wieder (siehe Bild 2.6).

Die Größen, die für die Berechnung von ZLV zu den Brandversuchen nach Abschnitt 4.3 gemäß Gl. (4.9) notwendig sind, werden wie folgt bereitgestellt:

Für $\dot{m}_{\text{Luft, vorhanden}}$ wird in Annäherung an den in den Brandraum eintretenden Luftmassenstrom \dot{m}_{zu} eingesetzt. Die Abbrandrate \dot{m}_b liegt als aus den Messwerten generierte Größe vor, und r kann für die untersuchten Stoffe aus der Elementarzusammensetzung berechnet werden.

Die in die Brandkammer eintretenden Luftmassenströme werden nach dem im Abschnitt 4.6.2 gezeigten Schema berechnet.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

4.6.2 Auswertung der Zuluft-Massenströme

Der Massenstrom von Luft, der durch die Ventilationsöffnung in den Brandraum einströmen kann, bestimmt zusammen mit der Abbrandrate im Wesentlichen die Brandbedingungen.

Die Berechnung der Massenströme wurde mit Hilfe der höhenabhängig in der Ventilationsöffnung gemessenen Differenzdrücke Δp inklusive der dazugehörigen Temperaturmessungen vorgenommen. Die Geschwindigkeit in der Nähe des Druckaufnehmers lässt sich über die Bernoulli-Gleichung aus dem dynamischen Druck unter Berücksichtigung der Gerätekonstante $k_p = 1.08$ berechnen:

$$v = \frac{1}{k_p} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}} \quad (4.10)$$

Der Massenstrom wird anschließend berechnet, indem die Geschwindigkeit v mit der Dichte ρ des strömenden Gases, dem anteiligen Strömungsquerschnitt A_{dV} und dem Aus- und Einströmbeiwert C_d multipliziert wird:

$$\dot{m}_d = A_{dV} \frac{C_d}{k_p} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot \Delta p} \quad (4.11)$$

Unter der vereinfachenden Annahme einer inkompressiblen Strömung und der Annahme, dass für die ausströmenden Brandgase mit den Stoffwerten von Luft als ideales Gas gerechnet werden kann, ist es möglich, für einzelne Flächensegmente A_{dV} die anteiligen Massenströme zu berechnen. Die einzelnen Flächensegmente entstehen durch die jeweilige Breite der Ventilationsöffnung und die vertikalen Abstände der einzelnen Druckaufnehmer untereinander (Bild 4.5). Die so berechneten Massenströme werden anschließend über der Höhe zu den resultierenden Massenströmen \dot{m}_{zu} (einströmend) und \dot{m}_{ab} (abströmend) addiert. Die Integrationsgrenze liegt in der Höhe, für welche die Druckdifferenz Null aus den Messungen ermittelt wird (neutrale Ebene in der Ventilationsöffnung). Der Beiwert für die Strömung durch die Ventilationsöffnung wird hier mit $C_d = 0.68$ (vergleiche /107/, /108/) eingesetzt.

Wichtig war bei der Festlegung der Messpositionen der Drucksonden die Erkenntnis, dass in 50 mm Abstand von der Türschwelle (Pos. 13) bzw. vom Türsturz (Pos. 14) noch relativ große Druckdifferenzen Δp gemessen wurden. Entsprechend den großen Druckdifferenzen ergeben sich große Massenströme, die in die Bilanz einfließen.

Der theoretisch maximale Massenstrom durch eine Ventilationsöffnung wurde von KAWAGOE /30/ mit Gleichung (2.13) angegeben. Die mit Gl. (2.13) berechneten Werte wurden daher den Messwerten in Bild 4.9 gegenübergestellt.

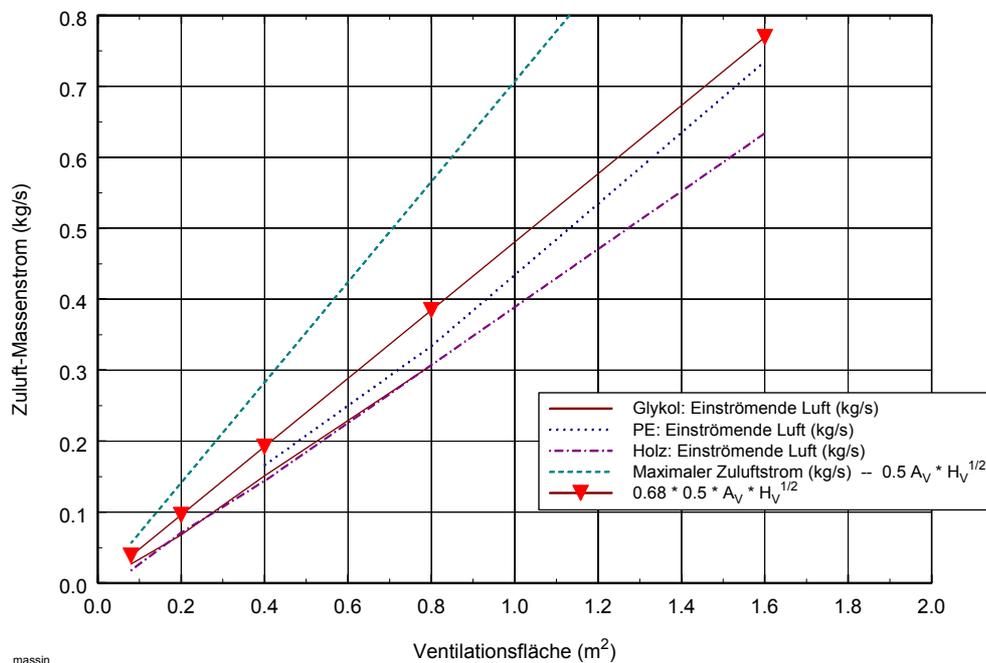


Bild 4.9 Zuluft-Massenstrom in Abhängigkeit von der Ventilationsfläche

Bei unterschiedlichen Brandlasten ergeben sich annähernd die gleichen Werte, wobei sich auch hier eine Abhängigkeit vom Ventilationsfaktor $A_V H_V^{1/2}$ zeigt. In /109/ wurde durch Versuche mit natürlich ventilierten Bränden festgestellt, dass der tatsächliche Zuluft-Massenstrom gegenüber dem theoretischen Wert gedrosselt ist. Deswegen wurde hier der theoretische Wert nach Gleichung (2.13) mit dem Ausström-Beiwert $C_d = 0.68$ multipliziert. Wird der „theoretische“ Wert jetzt mit den gemessenen Werten verglichen, so zeigt sich eine relativ gute Übereinstimmung (Bild 4.9).

Im nächsten Schritt wurden auf der Basis der Versuche mit 35 kg Holzkrippen Berechnungen mit einem Zonenmodell durchgeführt und die berechneten Massenströme durch die Ventilationsöffnung in den Brandraum hinein mit den „theoretischen“ Werten und den Messwerten verglichen (Bild 4.10). Auch bei dem Zonenmodell wurde in den Berechnungsroutinen für Ventilationsöffnungen ein Ausström-Beiwert von $C_d = 0.68$ eingesetzt. Alle drei Plots in diesem Bild liegen dicht beieinander, so dass sich die Annahme eines gedrosselten Maximalwertes in dieser Konfiguration bestätigt.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

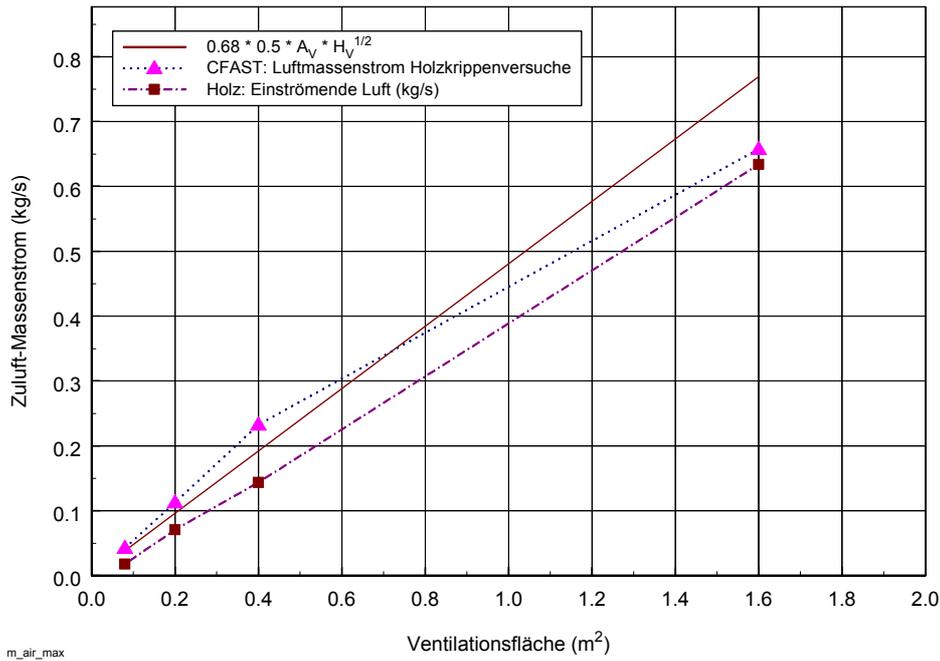


Bild 4.10 Berechnete und gemessene Zuluft-Massenströme im Vergleich zum reduzierten theoretischen Wert

Bild 4.11 zeigt die mit einem Zonenmodell zeitabhängig berechneten Massenströme im Vergleich zu den bei den Brandversuchen mit 35 kg Holzrippen und unterschiedlichen Ventilationsöffnungen ermittelten Massenströmen, die als Brandrauch den Brandraum verlassen. Bei dem Versuch mit der größten Ventilationsöffnung von $A_v = 1.6 \text{ m}^2$ und der höchsten Energiefreisetzungsrate und dem Versuch mit der geringsten Fläche der Ventilationsöffnung ergeben sich sehr gute Übereinstimmungen zwischen Berechnung und Messung.

Die Wärmebilanzmodelle, wie sie beispielsweise in Abschnitt 3.4 zur Berechnung der Brandwirkungen eingesetzt sind, basieren auf der Bilanzierung der Massen- und Wärmeströme. Deswegen ist der Vergleich von gemessenen und berechneten Massenströmen, neben den berechneten Temperaturen sowie deren Abweichungen, von erheblicher Bedeutung für die Aussagekraft und Einsatzbereiche von numerischen Modellen.

Auf Grund der guten Übereinstimmung von gemessenen und berechneten Werten der Massenströme nach Bild 4.11 zeigt sich die Leistungsfähigkeit der Wärmebilanzmodelle. Auch bei unterschiedlich großen Ventilationsöffnungen wurden die Massenströme richtig berechnet. Umgekehrt lässt sich daraus schließen, dass die aus den Messungen abgeleiteten Massenströme für eine weitere Verwendung innerhalb der Messdatenanalyse benutzt werden können.

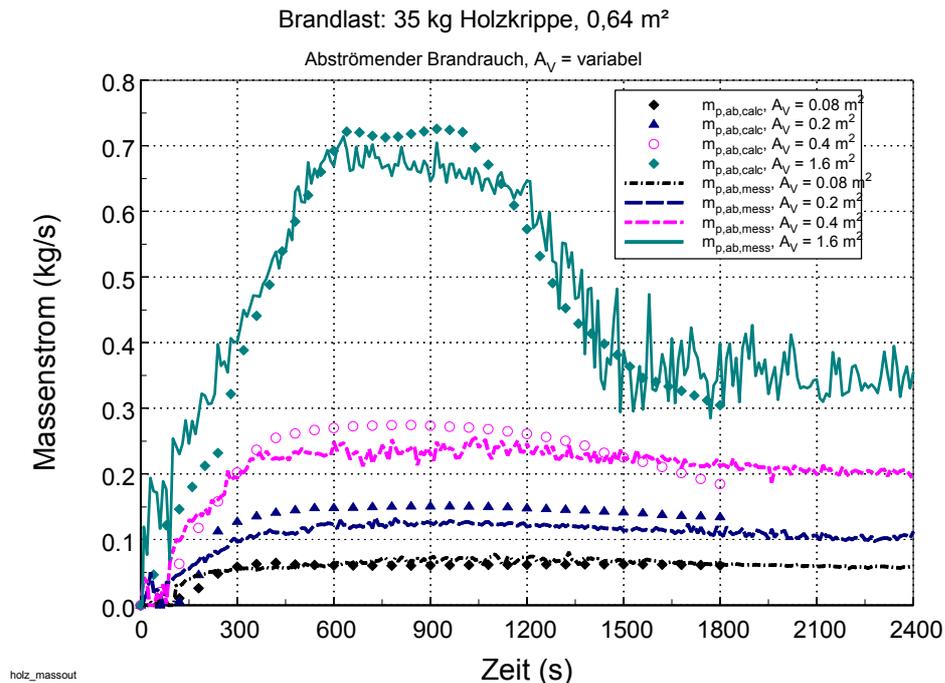


Bild 4.11 Berechnete und gemessene Massenströme durch die Ventilationsöffnung des Brandraumes

4.6.3 Bewertung der Brandversuche anhand der Ventilationsbedingungen

Der Maximalwert der effektiven Verbrennungswärme ist bei Glykol und Holz, zwei Stoffen mit relativ kleinem stöchiometrischen Luftbedarf r , bereits bei einem Zuluftverhältnis $ZLV = 1$ erreicht. Bei Polyethylen, einem Stoff mit etwa dreifach höherem Luftbedarf, ist dies nicht erkennbar (Bild 4.12). Der Grund für ein derartiges Verhalten von Polyethylen, das auch bei dem untersuchten Hydrauliköl festgestellt wurde, liegt darin, dass eine Verbrennung außerhalb des Brandraumes stattgefunden hat und die für die Poolgröße vorhandene Ventilationsfläche zu gering war. Ein weiteres Indiz dafür ist, dass die Kohlendioxidausbeute zu kleineren ZLV -Werten nur unwesentlich steigt (Bild 4.13), bei der Kohlenmonoxidbildung jedoch leicht fällt, aber nie ganz Null erreicht, wie bei den Brandlasten Holz und Glykol (Bild 4.14).

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

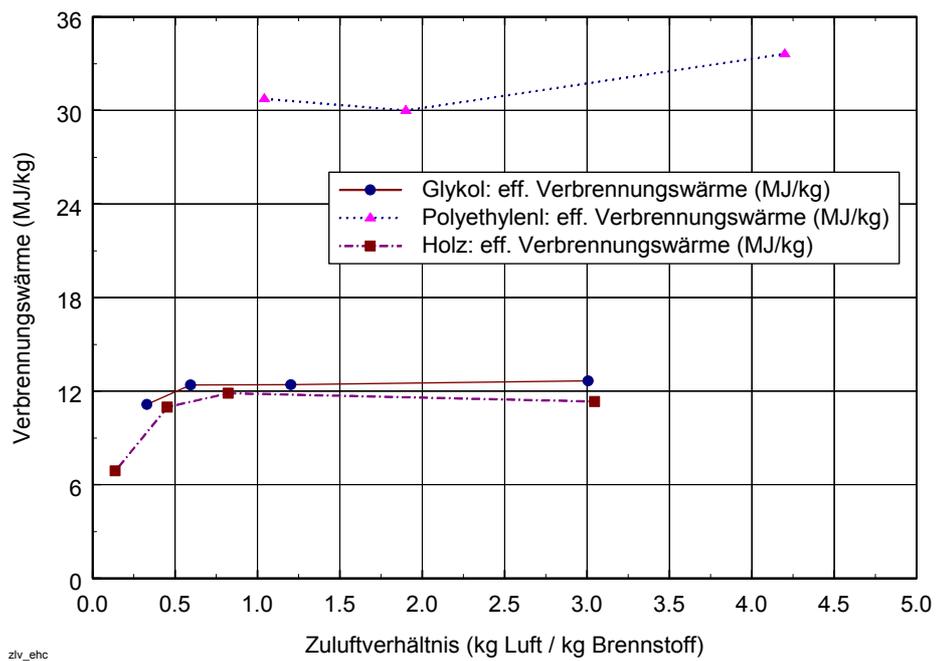


Bild 4.12 Effektive Verbrennungswärme als Funktion des Zuluftverhältnisses

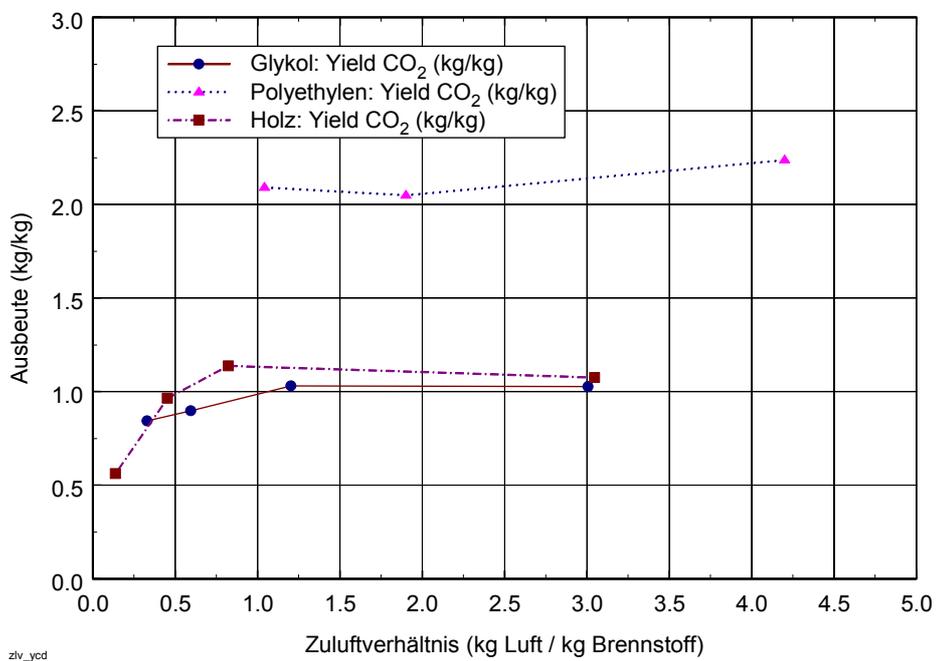


Bild 4.13 Ausbeute an Kohlendioxid als Funktion von Brennstoff und ZLV

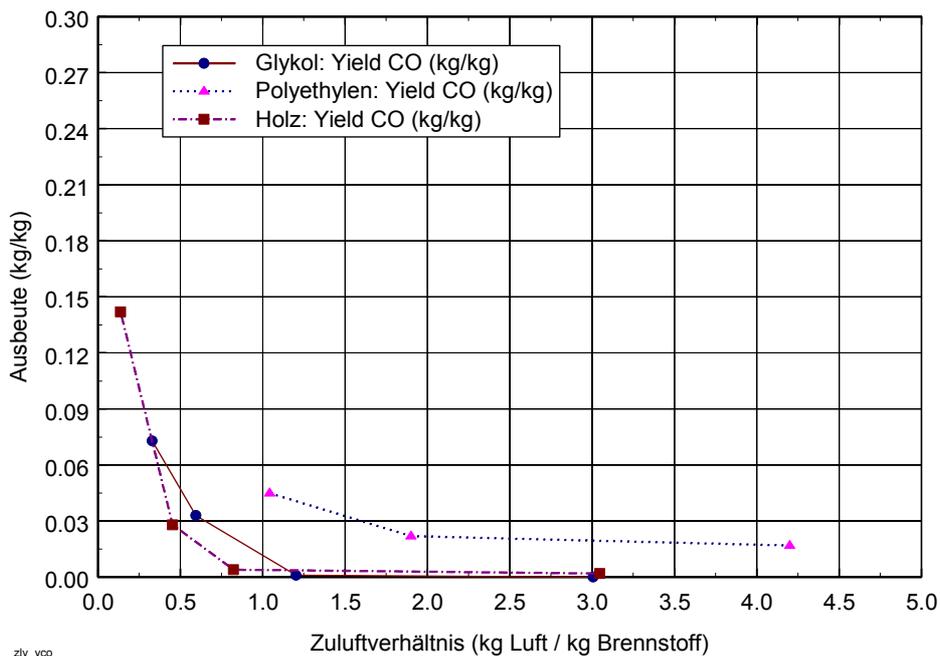


Bild 4.14 Ausbeute an Kohlenmonoxid als Funktion von Brennstoff und ZLV

Die bereits erwähnte Verbrennung außerhalb der Brandkammer kann zu Fehlereinflüssen führen. In der Brandkammer hat sich nach der Verbrennung eine bestimmte Atmosphäre unterschiedlicher Gaskomponenten und Konzentrationen eingestellt. Die Verbrennungsgase verlassen den Brandraum und werden über die Abzughaube abgeführt. Auf dem Weg in die Haube wird Umgebungsluft einer unbekanntem Masse hinzugemischt. Die Gaskonzentrationen im Raum und im Abzugrohr sind daher unterschiedlich.

Ein eventuell erfolgter Verbrennungsprozess außerhalb der Brandraumes kann wegen des unbekanntem zugeführten Massenstromes \dot{m}^U – bestehend aus Umgebungsluft – über eine gegenüber dem Brandraum geänderte Konzentration eines Verbrennungsproduktes (beispielsweise von CO_2) nicht nachgewiesen werden. Allerdings kann das Konzentrationsverhältnis von Verbrennungsprodukten Aussagen über nachgeschaltete Reaktionen liefern. Ob sich das Verhältnis zweier Gaskomponenten im Fall einer Reaktion außerhalb des eigentlichen Brandraumes ändert, wird im folgenden Abschnitt hergeleitet.

Um Aufschluss über die Verbrennungsverhältnisse zu gewinnen, sollen die gemessenen Gaskonzentrationen in der Brandkammer (BR) und im Abzugrohr (EX) verglichen werden (vergl. Bild 4.15). Die Bewertung erfolgt durch die Anwendung der Mas-

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

senbilanzierung der abfließenden Masse, da grundsätzlich der Satz von der Erhaltung der Masse gilt:

$$\dot{m}^{\text{EX}} = \dot{m}^{\text{BR}} + \dot{m}^{\text{U}}. \quad (4.12)$$

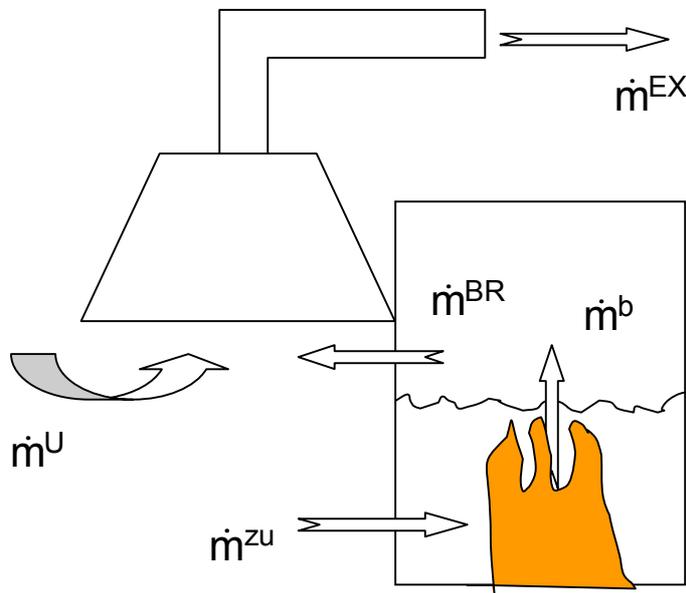


Bild 4.15: Flusschema im und vor dem Brandraum

Jeder dieser drei Massenströme setzt sich zusammen aus den einzelnen Teilströmen der n Gaskomponenten

$$\dot{m}^{\text{BR}} = \dot{m}_a^{\text{BR}} + \dot{m}_b^{\text{BR}} + \dot{m}_c^{\text{BR}} + \dots + \dot{m}_n^{\text{BR}} \quad (4.13)$$

und

$$\dot{m}^{\text{U}} = \dot{m}_a^{\text{U}} + \dot{m}_b^{\text{U}} + \dot{m}_c^{\text{U}} + \dots + \dot{m}_n^{\text{U}}. \quad (4.14)$$

Aus der Summe der vg. Massenströme ergibt sich für den durch die Messstrecke abgezogenen Massenstrom \dot{m}^{EX} :

$$\dot{m}^{\text{EX}} = \dot{m}^{\text{BR}} + \dot{m}^{\text{U}} = \underbrace{(\dot{m}_a^{\text{BR}} + \dot{m}_a^{\text{U}})}_{\dot{m}_a^{\text{EX}}} + \underbrace{(\dot{m}_b^{\text{BR}} + \dot{m}_b^{\text{U}})}_{\dot{m}_b^{\text{EX}}} + \dots + \underbrace{(\dot{m}_n^{\text{BR}} + \dot{m}_n^{\text{U}})}_{\dot{m}_n^{\text{EX}}} \quad (4.15)$$

Der Massenanteil μ_n ist das Verhältnis der Masse m_n eines Gasanteiles zur Gesamtmasse m einer Mischung aus n Gaskomponenten ($\mu_n = m_n/m$). Bei Betrachtung der Massenanteile ergibt sich aus der Übertragung der Definition des Massenanteiles auf die Massenströme

$$\mu_n = \frac{\dot{m}_n}{\dot{m}}. \quad (4.16)$$

Bei idealen Gasen können die Massenanteile aller Bestandteile einer Mischung beliebige Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Die Stoffbilanz

$$1 = \mu_a + \mu_b + \dots + \mu_n \quad (4.17)$$

muss erfüllt sein. Für das Verhältnis der Massenanteile zweier Gaskomponenten im Abzugrohr untereinander ergibt sich daher:

$$\left(\frac{\mu_a}{\mu_b} \right)^{\text{EX}} = \frac{\left(\frac{\dot{m}_a^{\text{EX}}}{\dot{m}^{\text{EX}}} \right)}{\left(\frac{\dot{m}_b^{\text{EX}}}{\dot{m}^{\text{EX}}} \right)} = \left(\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_b} \right)^{\text{EX}} = \frac{\dot{m}_a^{\text{BR}} + \dot{m}_a^{\text{U}}}{\dot{m}_b^{\text{BR}} + \dot{m}_b^{\text{U}}} \quad (4.18)$$

Für den Fall, dass aus der zugeführten Umgebungsluft die Massenströme der betrachteten Gaskomponenten annähernd 0 ($\dot{m}_a^{\text{U}} = \dot{m}_b^{\text{U}} \approx 0$) sind, ergibt sich:

$$\left(\frac{\mu_a}{\mu_b} \right)^{\text{EX}} = \left(\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_b} \right)^{\text{BR}} = \left(\frac{\mu_a}{\mu_b} \right)^{\text{BR}} \quad (4.19)$$

Der Massenanteil μ lässt sich auch über die Volumenströme in Verbindung mit der aktuellen Dichte definieren:

$$\mu_n = \frac{\dot{m}_n}{\dot{m}} = \frac{\dot{V}_n \cdot \rho_n}{\dot{V} \cdot \rho} = \xi_n \cdot \frac{\rho_n}{\rho} \quad (4.20)$$

In dieser Gleichung ist der Volumenanteil ξ_n als Verhältnis des Volumens einer Gaskomponente n zum Gesamtvolumen der Mischung definiert. Wird der physikalische Normzustand vorausgesetzt und die vorstehende Gleichung mit dem für alle idealen Gase gleichen molaren Normvolumen V_{mn} erweitert, so ergibt sich:

$$\mu_n = \xi_n \cdot \frac{\rho_n}{\rho} \cdot \frac{V_{\text{mn}}}{V_{\text{mn}}} = \xi_n \cdot \frac{M_n}{M} \quad (4.21)$$

Die Mischung des gesamten Volumenstromes besitzt die molare Masse M , die individuelle Gaskomponente die molare Masse M_n . Die letztgenannte Beziehung der Gleichung (4.21) zwischen Massenanteil und Volumenanteil wird nachfolgend in Gl. (4.19) eingesetzt, wobei sich die molare Masse M der Mischung jeweils heraushebt:

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

$$\left(\frac{\mu_a}{\mu_b}\right)^{\text{EX}} = \left(\frac{\xi_a \cdot M_a / M}{\xi_b \cdot M_b / M}\right)^{\text{EX}} = \left(\frac{\xi_a \cdot M_a / M}{\xi_b \cdot M_b / M}\right)^{\text{BR}} = \left(\frac{\mu_a}{\mu_b}\right)^{\text{BR}} \quad (4.22)$$

Die molaren Massen der beiden betrachteten Gaskomponenten im Abzugrohr (EX) und im Brandraum (BR) verändern sich nicht, so dass sich abschließend ergibt:

$$\left(\frac{\xi_a}{\xi_b}\right)^{\text{EX}} = \left(\frac{\xi_a}{\xi_b}\right)^{\text{BR}} \quad (4.23)$$

Unter der Voraussetzung, dass keine Veränderungen der Volumenanteile (Volumenkonzentrationen) auf dem Weg aus dem Brandraum bis zur Entnahmestelle im Abzugrohr eintreten, müssen die Verhältnisse zweier Gaskomponenten an diesen zwei Orten identisch sein.

Findet eine Verbrennung außerhalb des Brandraumes statt, so verändern sich beispielsweise die Anteile von Kohlendioxid und Kohlenmonoxid (hier die Annahme, dass Kohlenmonoxid zu Kohlendioxid oxidiert wird und/oder freie Kohlenstoffatome unter Bildung von CO_2 nachverbrannt werden). Der CO_2 -Anteil wird relativ größer und der CO-Anteil geringer. Insofern müsste im Abzugkanal ein Verhältnis CO/CO_2 durch eine Verbrennung außerhalb des Brandraumes zu einem geringeren Wert als im Brandraum führen:

$$\left(\frac{\xi_{\text{CO}}}{\xi_{\text{CO}_2}}\right)^{\text{EX}} < \left(\frac{\xi_{\text{CO}}}{\xi_{\text{CO}_2}}\right)^{\text{BR}} \quad (4.24)$$

Da die Volumenanteile (oder Volumenkonzentrationen) von Kohlenmonoxid ξ_{CO} und Kohlendioxid ξ_{CO_2} bei den Versuchen messtechnisch erfasst wurden, kann dies beispielhaft an den Brandversuchen mit Polyethylen-Brandlast überprüft werden.

Mit der insgesamt zunehmenden Ventilationsfläche vergrößert sich der in den Brandraum eintretende Massenstrom. Die Abbrandrate und damit die Kohlendioxidkonzentration ξ_{CO_2} im Brandraum bleiben annähernd konstant, während die Kohlenmonoxidkonzentration ξ_{CO} wegen der geringeren Zufuhr von Umgebungsluft steigt. Daraus resultiert, dass der absolute Betrag des Quotienten für den Brandraum aus Ungleichung (4.24) zunimmt. In Bild 4.16 sind die CO/CO_2 -Verhältnisse ($\xi_{\text{CO}} / \xi_{\text{CO}_2}$) im Abzugkanal (EX) und im Brandraum (BR) jeweils gegenübergestellt und verdeutlichen die vorstehend beschriebenen Veränderungen. Im Fall der kleinsten Ventilationsfläche $A_V = 0.4 \text{ m}^2$ (Bild 4.16 oben) werden Werte für die CO/CO_2 -Verhältnisse von maximal 0.085 gemessen. Bei der größten Ventilationsfläche $A_V = 1.6 \text{ m}^2$ (Bild 4.16 un-

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

ten) wird hingegen ein Verhältniswert von nur 0.012, also ca. 1/7 des erstgenannten Wertes gemessen.

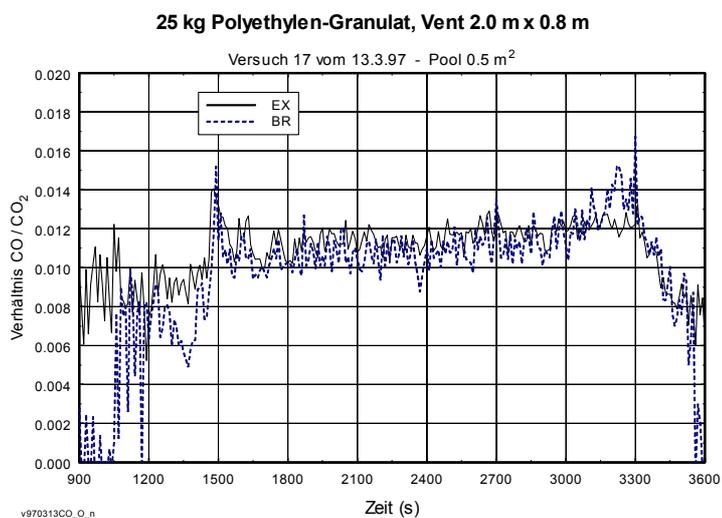
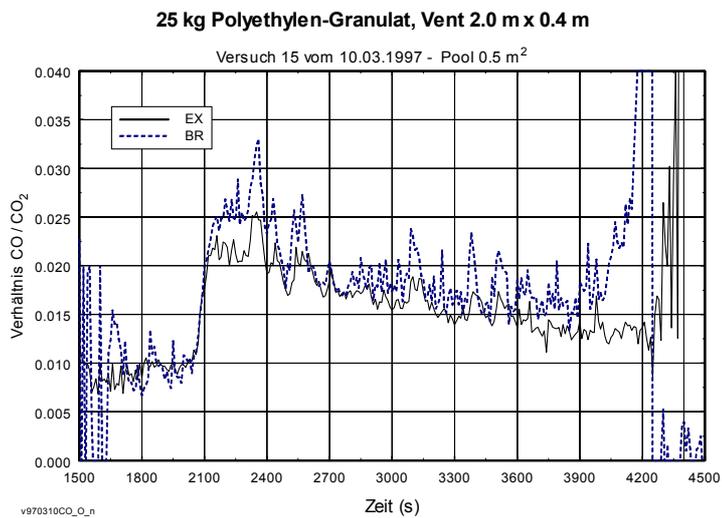
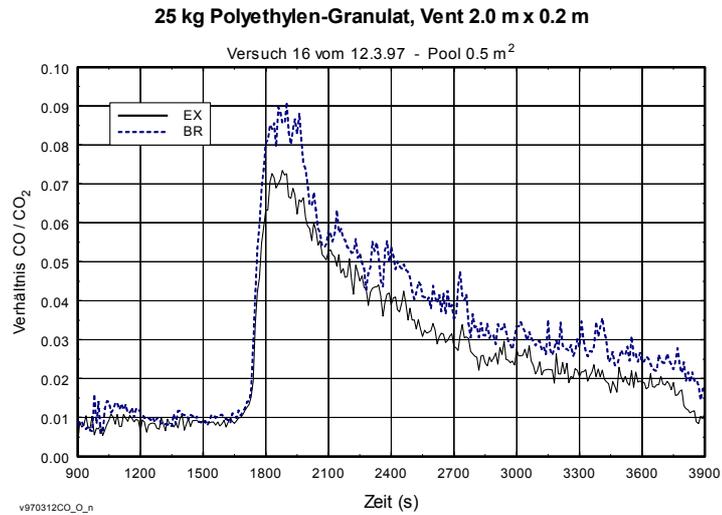


Bild 4.16 Änderung der CO/CO₂-Verhältnisse (ξ_{CO} / ξ_{CO_2}) mit der Ventilationsfläche

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Im Umkehrschluss ergibt sich aus den vorgestellten Ergebnissen mit Polyethylen als Brandlast, dass aus den Messwerten der Gasanalyse zu hohe Verbrennungseffektivitäten berechnet wurden. Infolge der Nachverbrennung wurde noch mehr Sauerstoff verbraucht und in der Bilanz eine zu hohe Energiefreisetzungsrate für die vorliegende Kombination Brandraum/Ventilation berechnet. Die Größenordnung der Abweichungen liegt gemäß Bild 4.16 bei ca. 25%.

Angaben aus der Literatur belegen die Tatsache, dass sich das Verhältnis aus Kohlenmonoxid- und Kohlendioxidkonzentration im Falle unterventilierter Brandbedingungen vergrößert /26/, /103/. Dieses Verhalten wurde mit unterschiedlichen Versuchsaapparaturen für Methan und Ethan /103/ sowie für Propan, Propylen und Holzkrippen (auch im Raumbrand) /26/ untersucht.

4.6.4 Auswertung der Brandwirkungen

Durch die Berechnungen in Abschnitt 3.7 wurde die Abhängigkeit der thermischen Brandwirkungen im Bauteil von der Größe der Ventilationsöffnungen dargelegt. Diese Abhängigkeit wird auch aus den Versuchen mit Holzkrippen und Glykol als Brandlast bestätigt. Diese beiden Brandlasten haben eine Verbrennungswärme in der gleichen Größenordnung. Bei den Brandversuchen mit diesen beiden Brandlasten zeigt sich ebenfalls das Verhalten, dass sich mit vergrößerter Ventilationsfläche die Brandwirkung erhöht. Nach Durchlaufen eines Maximalwertes (bei beiden Brandlasten hier 0.2 m^2) verringert sich die Größe der Brandwirkungen wieder. Diese Verhaltensweise ist in Bild 4.17 dargestellt.

Das Maximum der thermischen Brandwirkungen im untersuchten Bauteil stellt sich bei einer Ventilationsfläche von 0.2 m^2 ein. Bezogen auf die Grundfläche des Brandraumes ist dies gleichbedeutend einem Anteil von 2.3 %. Dieser aus den Versuchen gewonnene Wert entspricht annähernd dem Wert von 1.7 %, der sich aus den Berechnungen gemäß Abschnitt 3.6.2 ergeben hatte.

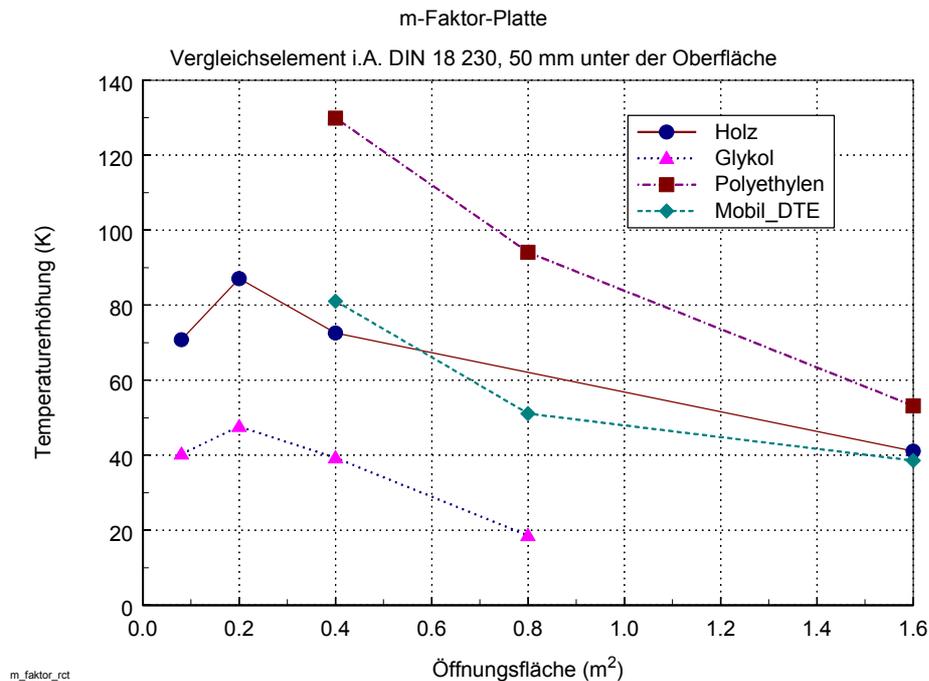


Bild 4.17 Abhängigkeit der Brandwirkungen (Temperaturerhöhung im Vergleichselement) von der Ventilationsöffnung

Der in Abschnitt 2 dargestellte Zusammenhang zwischen Energiefreisetzungsrate und Ventilationsöffnung wird durch die Versuche bestätigt. Die während der Brandversuche mit 35 kg Holzkrippen bei unterschiedlichen Ventilationsöffnungen gemessenen Energiefreisetzungsrate sind in Bild 4.18 dargestellt.

Durch die Reduktion der zur Verfügung stehenden Ventilationsfläche wird die Energiefreisetzungsrate von annähernd 500 kW bei 1.6 m² auf knapp 100 kW bei ca. 0.5 m² Öffnungsfläche verringert. Der Maximalwert der Energiefreisetzungsrate wird für die durchgeführten Holzkrippenbrände bei einer Ventilationsfläche von 1.6 m² erreicht. Diese experimentellen Ergebnisse verifizieren die Ergebnisse aus den Berechnungen der Abschnitte 3.4 bis 3.7, wonach die Abbrand- bzw. die Energiefreisetzungsrate mit einer vergrößerten Ventilationsfläche ansteigt, die Brandwirkungen in Form der äquivalenten Branddauer aber einen Maximalwert durchlaufen.

Bei den Pool-Brandversuchen mit Glykol wird dagegen der Maximalwert der Energiefreisetzungsrate bereits bei einer Ventilationsfläche von 0.4 m² erreicht. Sowohl bei einer Vergrößerung von A_V auf 0.8 m² als auch bei einer Verringerung von auf 0.2 m² wird für die Energiefreisetzungsrate ein geringerer Wert gemessen (Bild 4.19). Dies deutet darauf hin, dass das Maximum in Abhängigkeit von der Ventilationsrate, wie bereits in /110/ gezeigt, bei ca. 0.4 m² liegt.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Die absolute Höhe der Energiefreisetzungsrates für die jeweilige Brandlast ist dabei abhängig von der für die Verbrennung zur Verfügung stehenden freien Oberfläche der Brandlast.

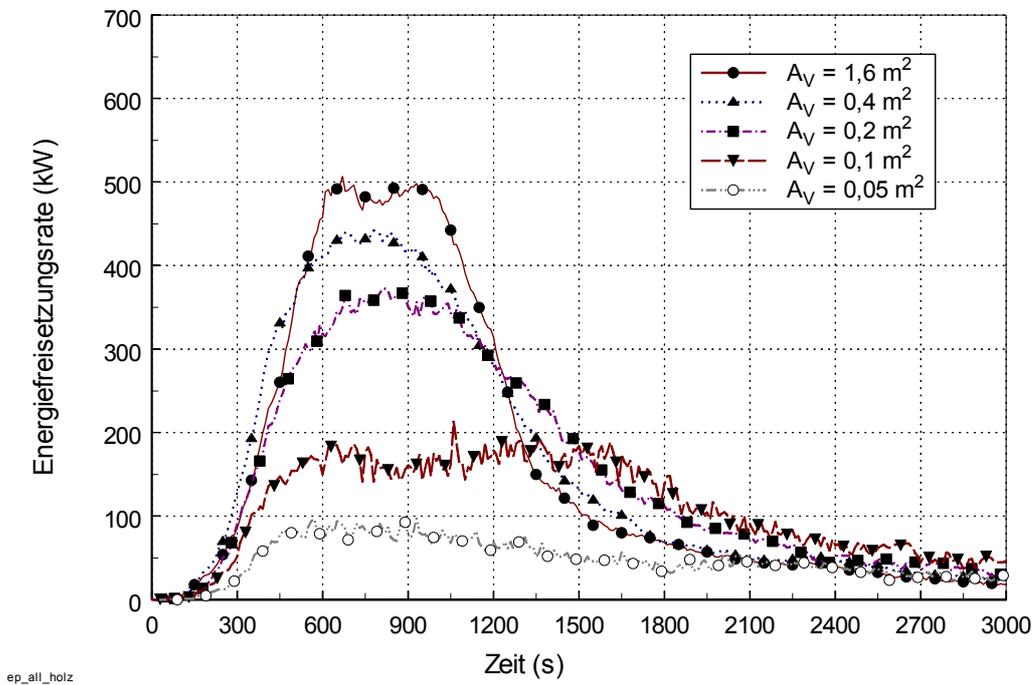


Bild 4.18 Gemessene Energiefreisetzungsrates von Holzkippen ($A_b = 0.64 \text{ m}^2$, $m = 35 \text{ kg}$) bei unterschiedlich großen Ventilationsflächen A_V

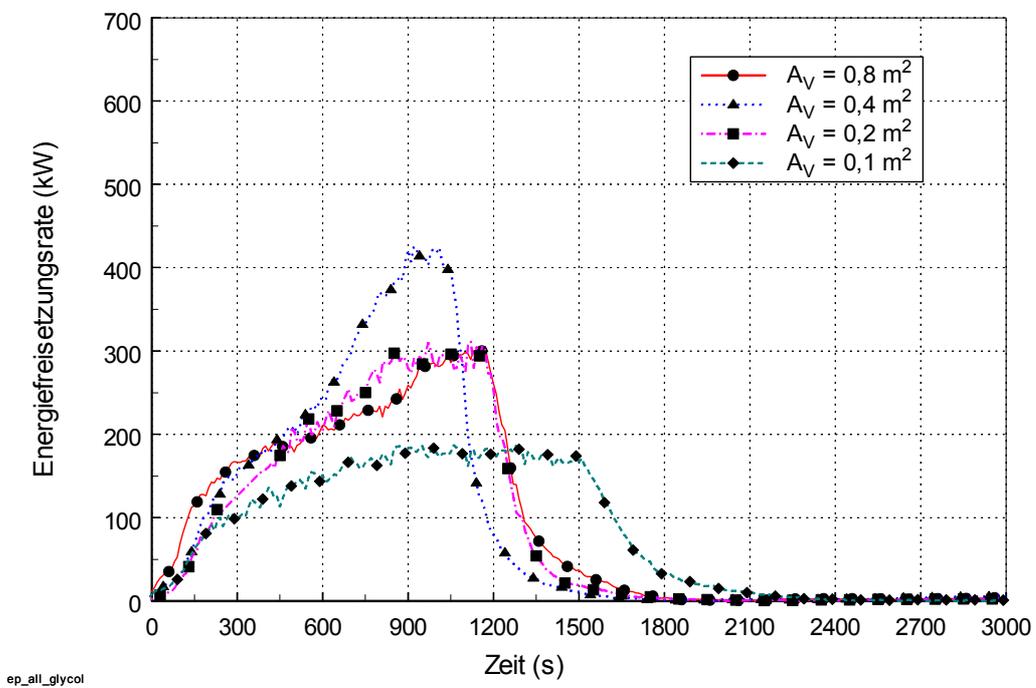


Bild 4.19 Gemessene Energiefreisetzungsrates von Pool-Bränden ($A_b = 1.0 \text{ m}^2$) mit 22.5 kg Glykol bei unterschiedlich großen Ventilationsflächen A_V

Dies wird deutlich in der Darstellung der Energiefreisetzung in Bild 4.20 für zwei Brände mit Glykol als Brandlast. Bei beiden Versuchen wurde die gleiche Masse von 22.5 kg als Brandlast eingesetzt. Unterschiedlich bei den Brandversuchen war die freie Oberfläche, die durch die eingesetzten Abbrandwannen gegeben wurde. Bei der Abbrandwanne mit 1 m² freier Oberfläche wurde eine doppelt so große Energiefreisetzungsrate (300 kW) erzielt wie bei der Abbrandwanne mit nur 0.5 m² freier Oberfläche. Die Zeitdauer bis zum Abklingen des Brandes hat sich bei der kleineren Abbrandwanne ungefähr verdoppelt.

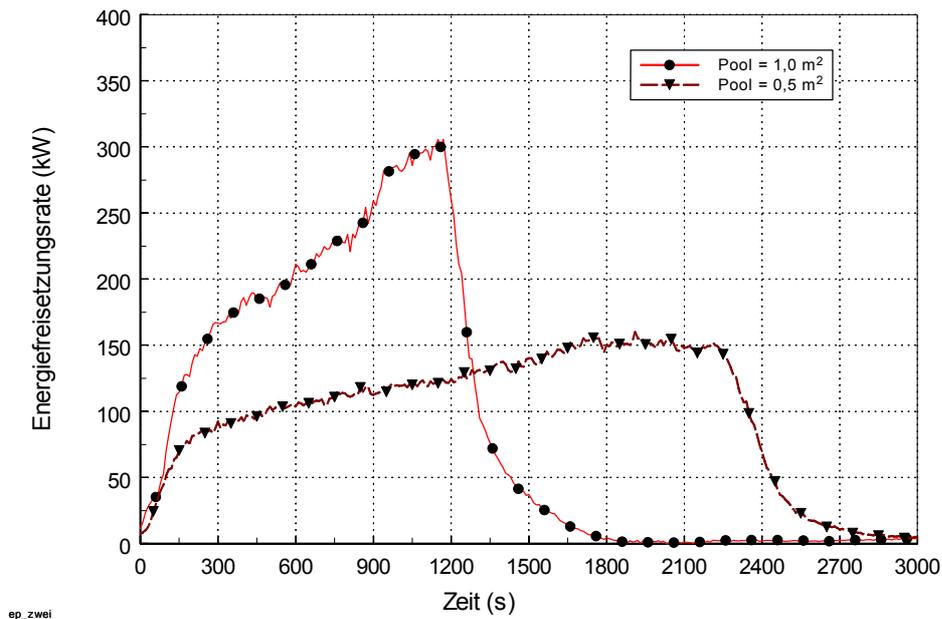


Bild 4.20 Gemessene Energiefreisetzungsrate bei Glykolbränden mit 22.5 kg Brandlast mit gleicher Ventilationsöffnung ($A_V = 0.8 \text{ m}^2$) aber unterschiedlicher Brandfläche

Bei den Holzkrippen ist ein analoger Vergleich nicht so einfach zu führen. Werden die Energiefreisetzungsraten von einem 35 kg und einem 50 kg Holzkrippenstapel gleicher Grundfläche (Bild 4.21) auf der Basis der Masse ins Verhältnis gesetzt, so müsste sich für den 50 kg Stapel ein Wert von ca. 715 kW ergeben. Im Brandversuch werden dagegen nur ca. 650 kW gemessen.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

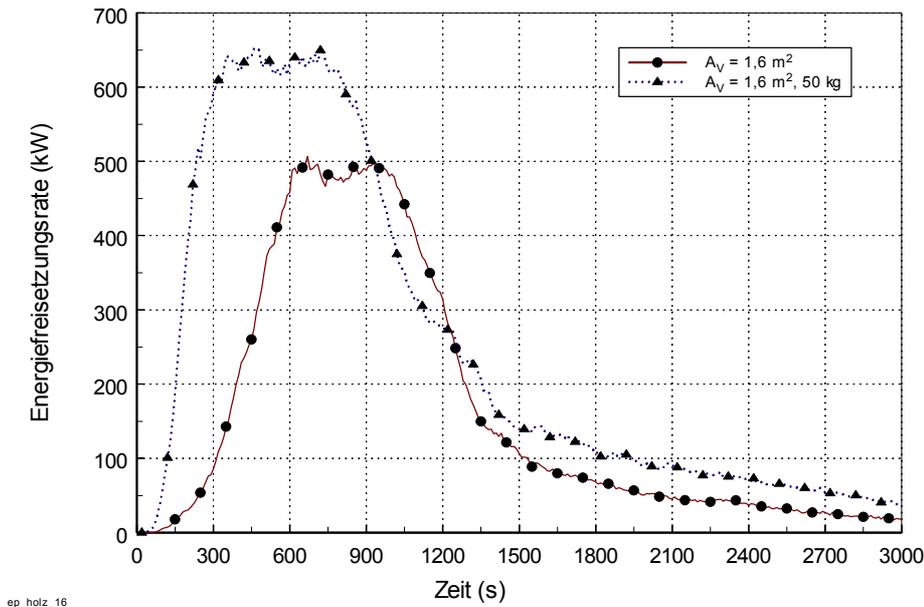


Bild 4.21 Holzkippen unterschiedlicher Masse (35 kg und 50 kg, $A_b = 0.64 \text{ m}^2$) bei gleich großer Ventilationsöffnung von 1.6 m^2

Werden dagegen die freien Oberflächen der beiden unterschiedlichen Holzkippenstapel berechnet, dann ergeben sich ca. 8 m^2 für den 35 kg und ca. 10.3 m^2 für den 50 kg schweren Stapel. Das daraus resultierende Verhältnis bezogen auf die maximale Energiefreisetzungsrate von 500 kW ergibt einen Wert von ca. 644 kW . Dieses theoretische Resultat stimmt mit den Messwerten sehr gut überein.

Entsprechend der aus den Versuchsdaten ermittelten flächenspezifischen Energiefreisetzungsrate von $\dot{q}'' = 63 \text{ kW/m}^2$ kann für Holz mit einer effektiven Verbrennungswärme $H_{u,\text{eff}} \approx 12 \text{ MJ/kg}$ die flächenspezifische Abbrandrate bei einer Verbrennung mit offener Flamme zu $\dot{m}''_{b,\text{vb}} = 5.25 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ (vergl. Gl. 2.7) berechnet werden.

Dieser Wert ergibt sich annähernd auch aus den Messdaten (siehe Tabelle 4.4). Dort wird für den Brandversuch Nr. 8 eine zeitlich gemittelte Abbrandrate von $\dot{m}_b = 0.041 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ gemessen. Wird die im vorhergehenden Absatz ermittelte flächenspezifische Abbrandrate $\dot{m}''_{b,\text{vb}}$ mit der ermittelten brennenden Oberfläche der Holzkippe von 8 m^2 multipliziert, so ergibt sich eine Abbrandrate von 0.042 kg s^{-1} .

Die gemessenen maximalen Energiefreisetzungsraten aller im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Brandversuche im RCT zeigt Bild 4.22.

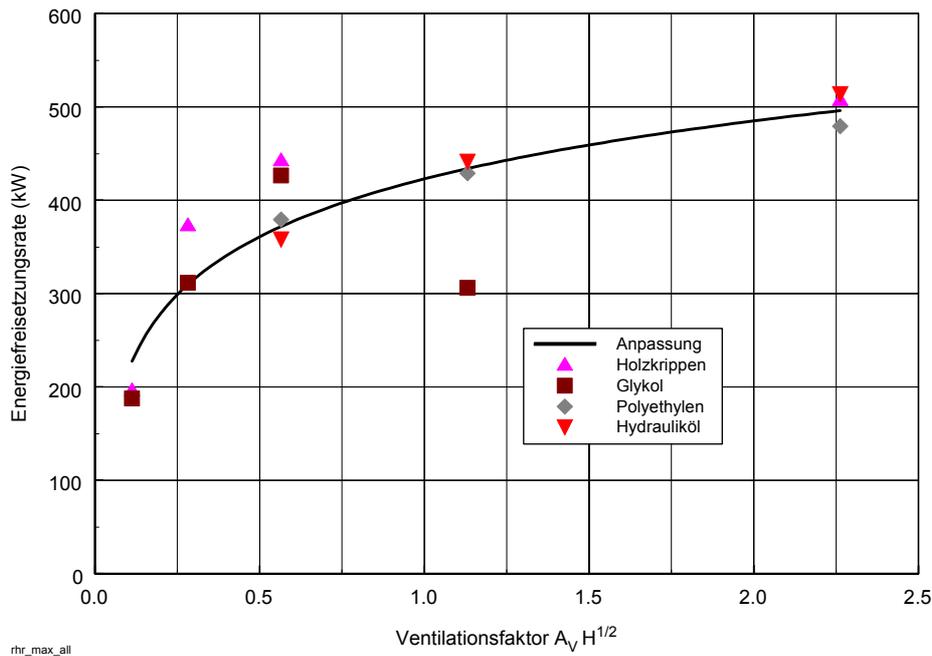


Bild 4.22: Abhängigkeit der Energiefreisetzungsrate vom Ventilationsfaktor

Es ergibt sich mit steigendem Ventilationsfaktor $A_V \cdot \sqrt{H_V}$ eine beständig ansteigende Energiefreisetzungsrate. Etwas anderes ergab sich bei dem Versuch mit Glykol bei $A_V \cdot \sqrt{H_V} = 1.13 \text{ m}^{5/2}$, wo sich die Energiefreisetzungsrate verringerte.

Der Ventilationsfaktor, bei dem die maximalen thermischen Brandwirkungen im Bauteil erreicht werden, beträgt $A_V \cdot \sqrt{H_V} = 0.28 \text{ m}^{5/2}$ bezüglich der Holz- und Glykolbrandversuche.

Die in Bild 4.22 dargestellten Energiefreisetzungsraten beziehen sich nur auf die Randbedingungen (z.B. Raumgröße, freie Oberfläche der Brandlast) der hier geschilderten Versuche. Bei größeren Brandlasten oder Brandflächen ergäben sich auch andere Werte für die Energiefreisetzungsraten.

4.7 Alternative Bestimmung von Ausbeuten und Verbrennungseffektivität

Wie im Abschnitt 4.6 gezeigt, können mit dem Verhältnis ZLV von angebotener Luft zur Luft, die für die stöchiometrische Verbrennung benötigt wird, die vorhandenen Ventilationsbedingungen beschrieben werden. Diese Form der Beschreibung der Ventilationsbedingungen wird bereits im Bereich der Brandsimulationsmodelle eingesetzt, um ein durch den Benutzer vorgegebenes Brandszenarium zu „korrigieren“ /111/. Über das Zuluftverhältnis ZLV können neben der effektiven Verbrennungswärme die Bildungsrate bzw. die Ausbeuten von Brandprodukten während der Be-

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

rechnungen angepasst werden. Dazu müssen diese grundlegenden Werte in Form experimentell abgesicherter Daten zur Verfügung stehen.

Die Ermittlung der erforderlichen Daten aus Brandversuchen im großen Maßstab ist aber langwierig und teuer oder kann auf Grund der geschilderten versuchsbedingten Nachverbrennung fehlerbehaftet sein. In /112/ wird eine Methode zur Bestimmung von Brandprodukten in einer Mikroverbrennungsapparatur beschrieben. Dabei wird neben der Umgebungstemperatur das globale Äquivalenzverhältnis (GER) als wesentlicher Einflussparameter für das Verbrennungsverhalten angesehen. Schwierigkeiten treten bei der Übertragung der Ergebnisse aus der Mikroverbrennung auf großmaßstäbliche Randbedingungen auf. Die zur Berechnung des GER benötigte Pyrolyse- oder Abbrandrate kann bei der in /112/ beschriebenen Vorgehensweise nur über den Umweg der gemessenen Kohlendioxid-Konzentration ermittelt werden. Die Einwaagen der Proben sind äußerst gering (Größenordnung 10 mg), so dass der gesamte Versuch nur wenige Minuten dauert. Die Aussagekraft bezüglich der effektiven Verbrennungswärme erscheint deswegen eher gering. Dafür sind Untersuchungen dieser Art aber relativ kostengünstig.

In /113/ und /114/ werden Methoden in einem etwas größeren Maßstab mit Einwaagen bis zu 100 g Brandlast beschrieben. Im Vergleich zu einem realen Brand sind diese Probenmassen immer noch sehr gering, aber neben einer externen regelbaren Bestrahlung mit Wärme (zur Simulation der Rückstrahlung eines Brandes) lässt sich hier die Restmasse der Probe und damit die Abbrandrate im Gegensatz zur Mikroverbrennungsapparatur mit Hilfe einer Waage ermitteln.

International wurden beispielsweise in /105/ Untersuchungen in einem modifizierten Cone-Kalorimeter durchgeführt. Dort wird für Brandversuche mit ausreichender Sauerstoffversorgung in einer Cone-Kammer über gut verwertbare Ergebnisse berichtet. Schwierigkeiten treten im Fall von unterventilierten Brandbedingungen auf. Bei der hierfür benutzten Versuchseinrichtung wird die Probenentnahme für die Gasanalyse außerhalb des Brandraumes (typisch für das Standard Cone-Kalorimeter) vorgenommen. Auf der Strecke vom Ort der Verbrennung bis zum Ort der Probenentnahme kann zusätzlicher Luftsauerstoff aus der Umgebung zu den Verbrennungsgasen eingemischt sein. Bei ausreichend hohen Temperaturen kann dies zu einer nachträglichen Oxidation führen. Die Werte der Gasanalyse sind daher für die Auswertung des Zustandes in der Brennkammer nicht mehr geeignet.

Eine Versuchseinrichtung mit Probenentnahmestelle vor einem weiteren Zutritt von Luftsauerstoff zu den Verbrennungsgasen ist bei unterventilierten Verhältnissen deshalb zwingend notwendig. Untersuchungen in dem vorgenannten Maßstab wurden

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

im Rahmen der Arbeiten in /115/ mit einem modifizierten Cone-Kalorimeter (Bild 4.23) vorgenommen. Die Zuluft wird über ein regelbares Ventil kontrolliert und einem geschlossenen Kontrollvolumen (Brennkammer) zugeführt. Die Verbrennung findet in diesem Kontrollvolumen statt, und mit der gemessenen Abbrandrate können zu jedem Zeitpunkt die Ventilationsbedingungen angegeben werden. Die dort entstandenen Verbrennungsgase werden mit bekanntem Volumen- bzw. Massenstrom abgeführt und in einer Rauchgasanalyse ähnlich der von Abschnitt 4.3 untersucht. Die Entnahme der Gasprobe erfolgt innerhalb der Kammer, so dass unkontrollierter Sauerstoffzutritt ausgeschlossen ist.

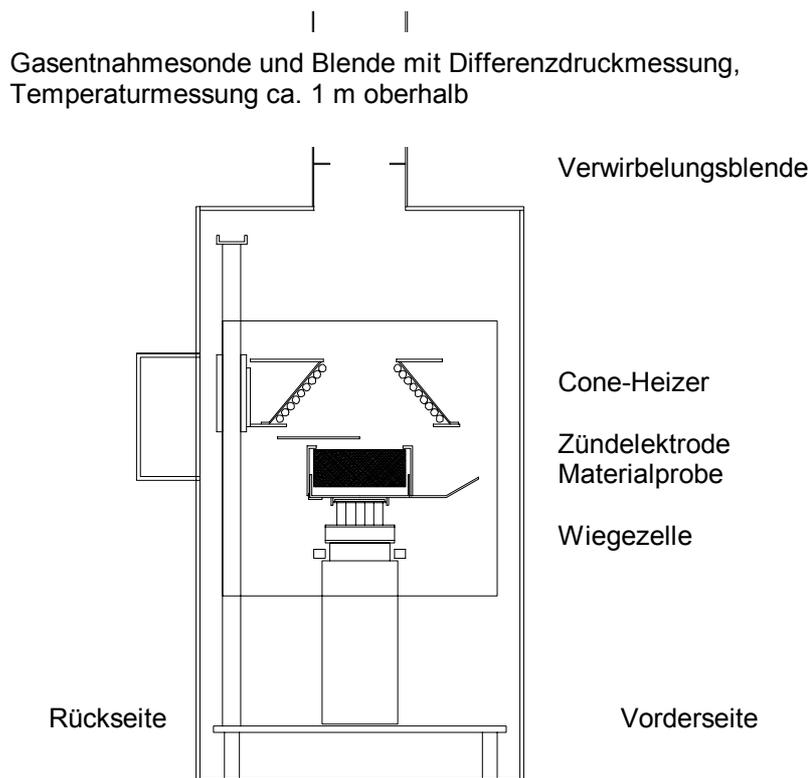


Bild 4.23 Prinzipskizze des modifizierten Cone-Kalorimeters nach /115/

In Bild 4.24 werden die Ausbeuten (oder Entstehungsraten) von Kohlendioxid, die auf Grund der Untersuchungen im Raumbrandversuch (RCT) und im Labormaßstab (modifiziertes Cone-Kalorimeter) berechnet wurden, als Funktion vom Zuluftverhältnis verglichen.

Dabei zeigt sich bei der Kohlendioxidausbeute der Polyethylenbrandversuche eine deutliche Abweichung. Die Ursache für diese Abweichung kann mit der sogenannten Wiederfindungsrate erklärt werden. Bei der Verbrennung werden nicht sämtliche Kohlenstoffatome in Kohlendioxid oder -monoxid umgewandelt. Ein erheblicher Anteil wird sich bei unterventilierten Brandbedingungen auch in den Rauchgasen als

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Ruß (unverbrannte Kohlenstoffatome) wiederfinden. Die stöchiometrische Kohlendioxid- ausbeute beträgt für Polyethylen $Y_{CO_2} = 3.14 \text{ kg/kg}$ und für Glykol $Y_{CO_2} = 1.42 \text{ kg/kg}$. Dies bedeutet, dass die erreichten Ausbeuten im Raumbrandversuch zwischen 65 und 70 % der stöchiometrischen Ausbeute betragen, und für die erreichten Ausbeuten mit dem modifizierten Cone-Kalorimeter etwa 80 bis 85 %. Der restliche Kohlenstoff wird als Kohlenmonoxid und als Ruß aus dem Verbrennungsprozess hervorgehen. Beim Raumbrandversuch ist die Ausbeute auch deswegen geringer, weil die Verlustrate über Undichtigkeiten im Ofen oder beim Abströmen der Rauchgase durch die Rauchgasabzughaube sowie über einen Niederschlag an den Umfassungswandungen ansteigt.

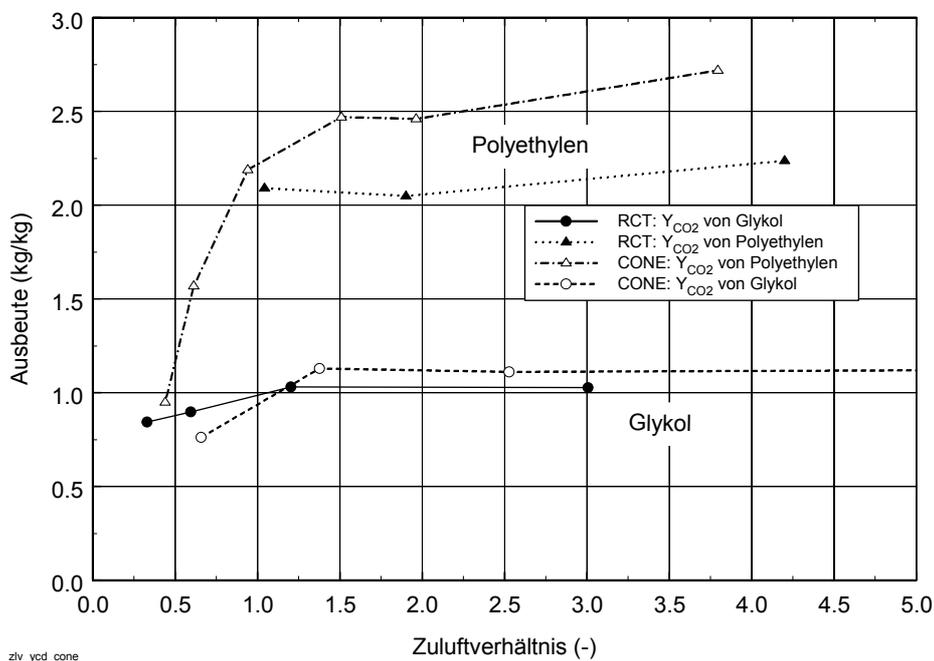


Bild 4.24 Kohlendioxid- ausbeuten RCT und Cone-Kalorimeter (CONE) im Vergleich

Weil die Umsetzung in der modifizierten Cone-Kalorimeter vollständiger erfolgen kann als im Raumbrandversuch, fällt die Ausbeute im modifizierten Cone-Kalorimeter tendenziell höher aus. Eine Fremd-Einmischung von Sauerstoff vor der Entnahmestelle für die Gasanalyse kann hier nicht erfolgen.

Zu beachten ist, dass in dem Maßstab des modifizierten Cone-Kalorimeters eine Bestrahlung (Wärmestrahlung) der Probe vorgenommen wird. Die Stärke der Wärmestrahlungsdichte in kW/m^2 kann mit der Apparatur in einem weiten Bereich eingestellt werden. Im Großbrandversuch (Room-Corner-Test, RCT) stellt sich die Wärmestrahlungsdichte durch den Abbrand der Brandlast automatisch ein. Bei den Versuchen nach Abschnitt 4.3 lag die im Bodenbereich (auf Brandlasthöhe) gemessene Wärme-

strahlungsdichte zwischen 20 und 30 kW/m² (am Beispiel von Polyethylen siehe Bild 4.25). Bei den Versuchen im Großmaßstab nach Abschnitt 6.1 bewegten sich die Werte im Bodenbereich ebenfalls zwischen 20 und 25 kW/m², in Ausnahmefällen allerdings über 40 kW/m². Bei vergleichbaren Brandversuchen mit textiler Oberbekleidung als Brandlast /122/ ergaben sich an der Wand (in einer Höhe von 1.5 m über dem Brandraumboden) Maximalwerte von 27 kW/m². Versuche mit einer Zimmereinrichtung /116/ ergaben für die ebenfalls im Bodenbereich gemessene Wärmestromdichte während des Brandverlaufes vor dem Flashover einen Wert 20 kW/m²; punktuell wurden Spitzenwerte über 100 kW/m² erreicht.

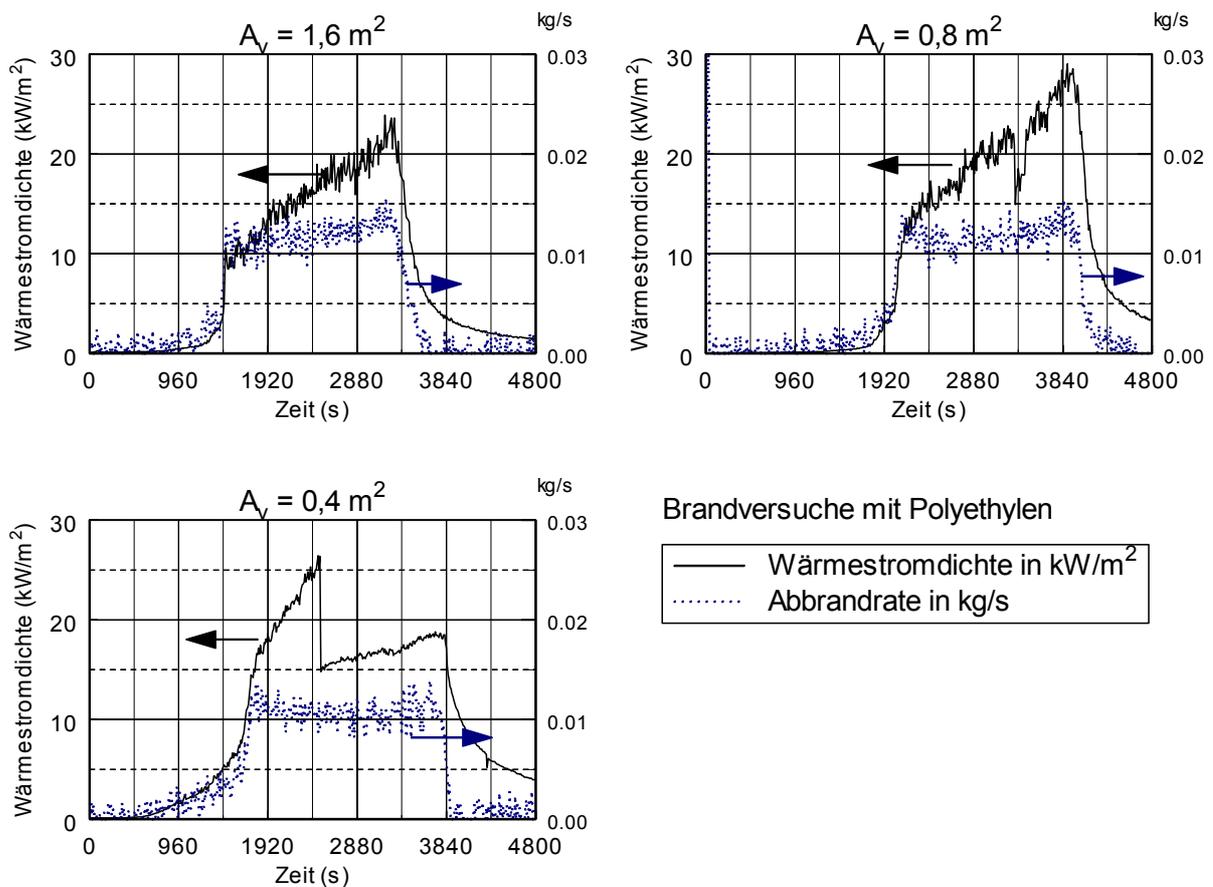


Bild 4.25 Abbrandrate und Wärmestromdichte bei Brandversuchen mit Polyethylen

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

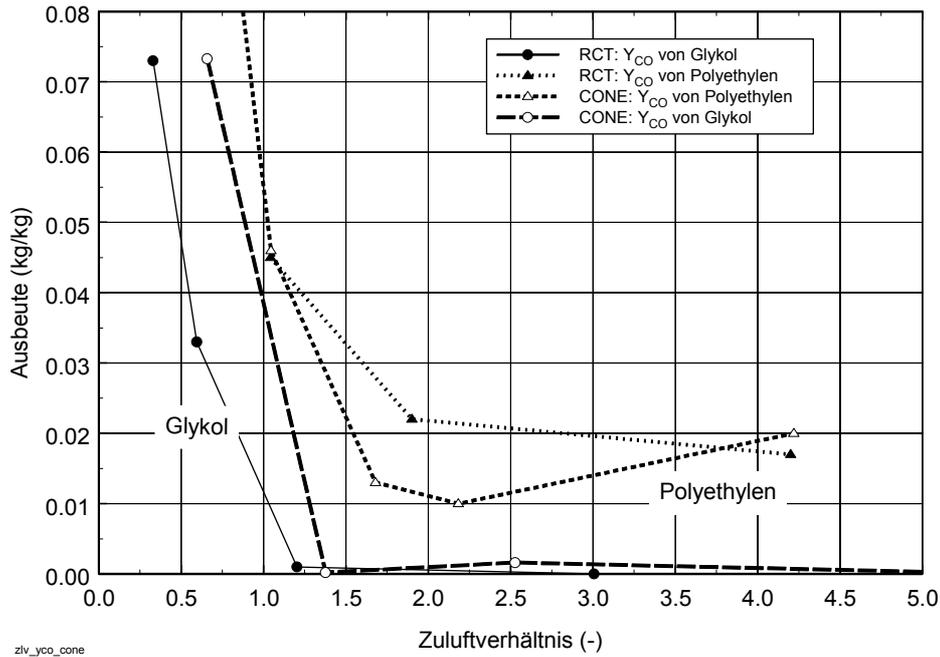


Bild 4.26 Kohlenmonoxidausbeuten RCT und Cone-Kalorimeter im Vergleich

Die Untersuchungen im modifizierten Cone-Kalorimeter in /115/ ergaben keine fundamentalen Unterschiede in Abhängigkeit von der Bestrahlungsstärke, die über die Werte 15, 25 und 40 kW/m² variiert wurde. Deswegen wird hier eine mittlere Bestrahlungsstärke von 25 kW/m² als ausreichend für die Durchführung zur Ermittlung der Verbrennungseffektivität angesehen (Bild 4.27).

Der Einsatz dieser Methode ist gegenüber den Raumbrandversuchen wesentlich kostengünstiger und hat für die Messungen und Auswertungen den Vorteil, dass die Analysekammer ein geschlossenes System bildet. Dadurch kann auch das Zuluftverhältnis ohne Zutritt von Fremdluft bestimmt werden. Die in die Brennkammer eintretende Zuluft ist regelbar und wird messtechnisch direkt erfasst.

Für die vergleichende Betrachtung des Brandverhaltens einzelner Stoffe im Room-Corner-Test und im modifizierten Cone-Kalorimeter wurden die skalenübergreifenden Parameter effektive Verbrennungswärme bzw. Verbrennungseffektivität sowie Kohlendioxid- und Kohlenmonoxidausbeute bereits dargestellt. Bei den Brandversuchen im Room-Corner-Test kann dagegen eine konstante externe thermische Beaufschlagung (Bestrahlungsstärke) im Gegensatz zur Cone-Kammer nicht definiert eingestellt werden (Bild 4.25). Mit Hilfe der Messung der Strömung in der Türöffnung kann der Zuluftvolumenstrom über die Messung des Staudruckes bestimmt werden. Somit kann aus dem Zuluftvolumenstrom und der Abbrandrate auch für diese Versuche das globale Äquivalenzverhältnis GER bzw. das Zuluftverhältnis ZLV als die Ventilationsrandbedingungen beschreibender Parameter berechnet werden.

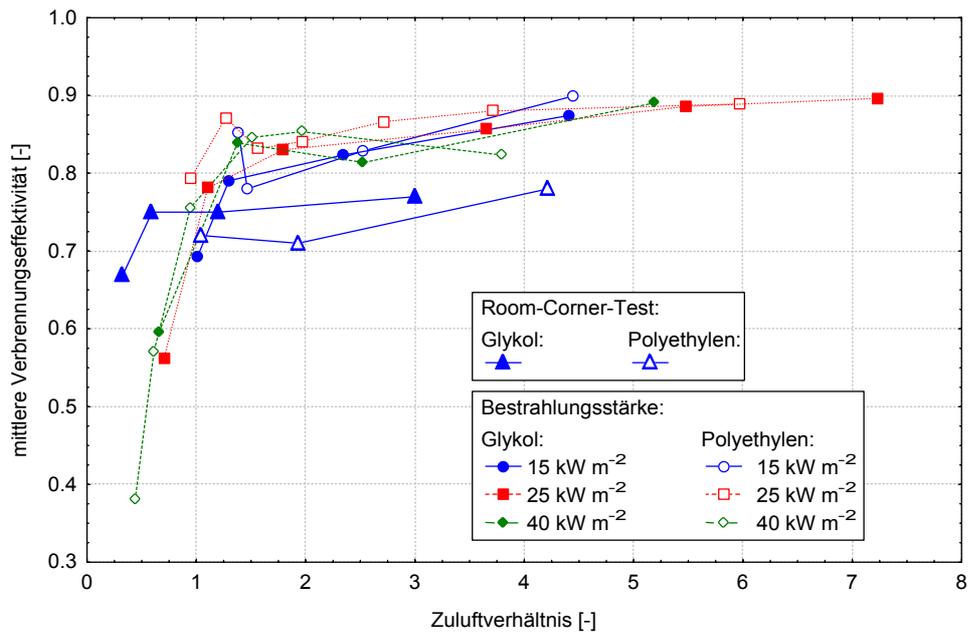


Bild 4.27 Zeitlich gemittelte Verbrennungseffektivität von Glykol und Polyethylen bei unterschiedlichen Bestrahlungsstärken

Für die Bildung der Mittelwerte wurde jeweils eine Zeitspanne ausgewählt, während der die Abnahme der Brandlast-Restmasse relativ kontinuierlich verläuft. Deswegen wurde bei allen Versuchen die Zeitspanne zwischen 90 % und 20 % der Brandlastmasse gewählt. Die untere Grenze von 10 % bei der Bestimmung der effektiven Verbrennungswärme (Methode 1) wurde auf 20 % heraufgesetzt, da zum Brandende hin starke Streuungen bei der Messung auftreten und die Mittelwertbildung unter Umständen verfälschend beeinflussen.

Der in den Brandraum eintretende Luftmassenstrom wird aus den in der Türöffnung gemessenen Druckdifferenzen berechnet. Zuerst wird für jeden Zeitschritt die Lage der neutralen Ebene, anschließend werden für die einzelnen Messpunkte die Strömungsgeschwindigkeiten aus der Differenzdruck- und Temperaturmessung bestimmt. Die Volumen- bzw. Massenströme ergeben sich aus der Integration über die Öffnungsbreite und die Höhe vom Boden ($z=0$) bis zur Lage der neutralen Ebene. Dabei wird die Form des Geschwindigkeitsprofils mit einem Einströmkoefizienten bewertet. Um die Massenbilanzierung abzuschließen, muss ebenso der austretende Volumen- bzw. Massenstrom bestimmt werden. Dies geschieht auf gleiche Weise durch Integration von der neutralen Ebene bis zur Unterkante des Türsturzes. Da die Temperaturmessung im oberen Bereich der Tür zum einen durch die Strahlung aus dem Brandraum stark fehlerbeeinflusst war, zum anderen die Angaben bzw. Festlegungen zum Ausströmkoefizienten mit großen Unsicherheiten behaftet waren, erfolgte die Bestimmung des Abluftstroms alternativ über die Kohlendioxidbilanzierung.

4 Ermittlung der Verbrennungseffektivität

Die für den Vergleich der Untersuchungen mit dem modifizierten Cone-Kalorimeter und im Room-Corner-Test notwendigen Ergebnisse, die in Bild 4.24, Bild 4.26 und Bild 4.27 gegenüber gestellt wurden, sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst. Die Abweichungen der Ergebnisse für die Verbrennungseffektivität zwischen RCT und modifiziertem Cone-Kalorimeter resultieren aus den nicht so genau berechenbaren Zuluftbedingungen sowie der nicht konstanten Wärmestromdichte (Bild 4.25). Während die Wärmestromdichte in dem modifizierten Cone-Kalorimeter bereits zu Beginn einer Untersuchung vorliegt, wird die Wärmestromdichte im RCT erst durch den Verbrennungsvorgang dynamisch aufgebaut.

Die Ergebnisse der Untersuchungen im Room-Corner-Test sind für den brandlastgesteuerten Fall ($ZLV > 1$) allgemein verwendbar. Für den ventilationsgesteuerten Brand ist die Anwendung der Materialparameter aus Tabelle 4.4 kritisch: Es ist nicht auszuschließen, dass bei den entsprechenden Versuchen außerhalb des Brandraums eine „Nachverbrennung“ stattgefunden hat, durch die unverbrannter Brennstoff und Kohlenmonoxid mit Sauerstoff beim Einmischen von Umgebungsluft in die ausströmenden Rauchgase unter der Abzughaube oxidiert wurden. Dadurch erhöht sich die rechnerische Energiefreisetzungsrate, die Kohlenmonoxidausbeute Y_{CO} wird kleiner. Diese Vorgänge wurden in Abschnitt 4.6.3 diskutiert.

Tabelle 4.4 Abhängigkeit des Abbrandverhaltens von den Ventilationsbedingungen bei den Brandversuchen im RCT

Nr.	Brandlast	A_v [m ²]	ZLV [—]	\bar{m}_{ein} [kg s ⁻¹]	\dot{m}_b [kg s ⁻¹]	$H_{u,eff}$ [kJ g ⁻¹]	χ [—]	Y_{CO_2} [g g ⁻¹]	Y_{CO} [g g ⁻¹]
8	Holz	1.6	3.048	0.634	0.041	11.343	0.62	1.076	0.002
17	PE	1.6	4.217	0.724	0.012	33.602	0.78	2.240	0.017
15	PE	0.8	1.931	0.332	0.012	30.535	0.71	2.084	0.023
16	PE	0.4	1.042	0.164	0.011	30.980	0.72	2.094	0.050
18	Glykol	0.8	3.008	0.307	0.018	12.669	0.77	1.028	0.000
19	Glykol	0.4	1.204	0.151	0.023	12.415	0.75	1.031	0.001
20	Glykol	0.2	0.595	0.068	0.021	12.414	0.75	0.898	0.023
25	Glykol	0.08	0.330	0.027	0.015	11.160	0.67	0.845	0.073

Anhand der Verbrennungseffektivität, der Kohlendioxid- und der Kohlenmonoxidausbeute wurde gezeigt, dass die Abhängigkeit dieser Parameter von den Ventilationsrandbedingungen vereinfacht dargestellt werden kann. Der funktionale Zusammenhang dieser Materialparameter mit dem Zuluftverhältnis kann mit der Cone-Kammer

experimentell ermittelt werden. Die ermittelten Werte aus Cone-Kammer und Room-Corner-Test zeigen in Abhängigkeit von den Ventilationsbedingungen eine relativ gute Übereinstimmung.

Es muss beachtet werden, dass bei konstantem Zuluftverhältnis die Extremwerte der zu bestimmenden Parameter immer noch von den Randbedingungen der thermischen Beaufschlagung – Strahlungsflussdichte bei der Cone-Kammer – abhängen werden. Für eine abgesicherte Beschreibung ist in jedem Fall eine umfangreiche Untersuchungsreihe für jedes einzelne Material notwendig, in der sowohl die Ventilationsrandbedingungen als auch die thermische Beaufschlagung variiert werden.

Auf den Einsatz einer Labormethode nach /112/ zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität sollte wegen der genannten Schwierigkeiten (Wiederfindungsrate) bei der Kohlendioxidbilanzierung möglichst verzichtet werden.

5 VEREINFACHTES BRANDSCHUTZTECHNISCHES NACHWEISVERFAHREN

5.1 Allgemein

Das vereinfachte Nachweisverfahren beruht wie die in Abschnitt 2.1.2 vorgestellten Verfahren auf dem Nachweis der thermischen Brandwirkungen über die äquivalente Branddauer. Aus den Brandsimulationsrechnungen in Abschnitt 3 („Rechnerisch ermittelte Brandwirkungen“) wurde ein Bemessungsdiagramm entworfen, aus dem bei bekannter Brandlast die äquivalente Branddauer abgelesen werden kann. In Verbindung mit Verallgemeinerungen bezüglich der Brandlasten sowie der baulichen Randbedingungen wird für die praktische Bemessung von bautechnischen Brandschutzmaßnahmen – vorwiegend im Bereich kerntechnischer Anlagen – das im Folgenden erläuterte vereinfachte Nachweisverfahren erstellt.

5.2 Eingangsgrößen

Grundlage für die Durchführung des Nachweises sind die wesentlichen Angaben zur Geometrie der Räume, zu den Brandlasten (Massen und Heizwerte bzw. flächenspezifische Brandlasten) und zu den Ventilationsverhältnissen (Öffnungen, die im Brandfall planmäßig oder unplanmäßig offen stehen können, sowie Volumenstrom der Zwangsventilation oder Luftwechselzahl).

Daraus ergeben sich die Eingangsgrößen für die Bemessung:

- die Raumgröße A in m^2 ,
- die Raumhöhe H in m ,
- die Summe natürlicher Ventilationsöffnungen A_v in m^2 ,
- der Zuluftvolumenstrom der Zwangsventilation \dot{V}_{zu} in m^3/h ,
- die (gleichmäßig verteilte) Brandlast q in MJ/m^2 oder kWh/m^2 und
- die Masse M_i der dominierenden Brandlastarten in kg mit
- der zur Bewertung des Abbrandverhaltens notwendigen Verbrennungseffektivitäten χ_i .

Wenn keine zuverlässigen Angaben über die Gesamtgröße A_v der Ventilationsöffnungen vorliegen, ist stets von „optimalen“ Verhältnissen bezüglich der Ventilation auszugehen.

5.3 Ermittlung und Bewertung der Brandlast

Aus den Einzelmassen M der brennbaren Stoffe, den zugehörigen Heizwerten H_u mit den Verbrennungseffektivitäten χ sowie dem Kombinationsbeiwert ψ für geschützte Brandlasten wird die Gesamtbrandlast Q_{ges} wie folgt ermittelt:

$$Q_{\text{ges}} = \sum_i M_i \cdot H_{ui} \cdot \chi_i + \sum_j M_j \cdot H_{uj} \cdot \chi_j \cdot \psi_j \quad (5.1)$$

Hieraus ergibt sich die flächenspezifische Brandlast (Brandbelastung)

$$q = Q_{\text{ges}} / A \quad (5.2)$$

Für die Brandlasten können die Heizwerte H_{ui} und Verbrennungseffektivitäten χ_i der Tabelle 4.3 entnommen werden. Generell muss die Verbrennungseffektivität χ_i von Brandlasten aus Brandversuchen mit realistischen Anordnungen ermittelt werden. Entsprechende Brandversuche für weitere mögliche Brandlasten wären noch durchzuführen, um die Tabellen laufend zu vervollständigen.

Bei Mischbrandlasten ist - wenn hierfür spezielle Versuchsergebnisse fehlen - stets das Maximum der Verbrennungseffektivitäten der Einzelstoffe für alle brennbaren Stoffe anzunehmen. Im Falle von Öl-/Kabelbränden bedeutet dies, dass mit $\chi = 1.0$ für die Gesamtbrandlast gerechnet werden sollte. Diese Annahme ist auch auf Grund von Versuchsergebnissen aus SR 144/1 /49/ gerechtfertigt, wo zum Teil ein Ölpoolfeuer als Primärbrand einen anschließenden Kabelbrand mit ungewöhnlich hoher Brandausbreitungsgeschwindigkeit auslöste.

Bei der Berücksichtigung geschützter Brandlasten über die Kombinationsbeiwerte im Sinne der DIN 18 230 kann analog Gleichung (2.4) vorgegangen werden. Die Kombinationsbeiwerte ψ_j für die durch Einschluss in geschlossene Systeme oder sonstige Umschließungen geschützte brennbare Stoffe können entsprechend gewählt werden:

$\psi_j = 0.8$ für die größte geschützte Einzelbrandlast und

$\psi_j = 0.55$ für weitere geschützte Brandlasten.

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

5.4 Ermittlung von t_a

5.4.1 Bestimmung der Brandbelastung

Der Nachweis der äquivalenten Normbranddauer t_a als Kriterium für die zu erwartende Brandbeanspruchung von Bauteilen auf Grund eines natürlichen Brandverlaufes ist nun wie folgt durchzuführen:

Zunächst wird die äquivalente Branddauer $t_{a,0}$ unter der Voraussetzung ungünstigster Ventilationsverhältnisse (größte thermische Beanspruchung) aus dem Bemessungsdiagramm Bild 5.1 in Abhängigkeit von der Brandbelastung q gemäß Gl. (5.2) abgelesen. Dem Bemessungsdiagramm liegen die Ergebnisse der Berechnungen aus den Abschnitten 3.4 bis 3.7 zugrunde. Dabei werden folgende Fälle (Brandszenarien) unterschieden:

- 1) gleichmäßig verteilte Brandlast
(Grundlage ist Abschnitt 3.7, $A = 450 \text{ m}^2$, $A_b \approx 2/3 A$)
- 2) ungleichmäßig verteilte Brandlast
(Grundlage ist Abschnitt 3.5, $A = 150 \text{ m}^2$, $A_b < 1/3 A$)
- 3) Punktbrandlast
(Grundlage ist Abschnitt 3.5, $A = 250 \text{ m}^2$, $A_b < 1/5 A$).

Die Öffnungsflächen A_V für die natürliche Ventilation wurden jeweils so gewählt, dass sich die maximale äquivalente Branddauer ergab.

5.4.2 Berücksichtigung der Raumhöhe

Die Diagramme gelten für eine Referenzraumhöhe $H_{ref} = 2.5 \text{ m}$. Für eine andere Raumhöhe $H \leq 20 \text{ m}$ darf t_a nach Gl. (5.3) korrigiert werden:

$$t_a(H) = t_{a,0} \cdot f_H \quad \text{mit} \quad f_H = \left(\frac{H_{ref}}{H} \right)^{0.3} \quad (5.3)$$

5.4.3 Berücksichtigung der Ventilationsbedingungen

Im nächsten Schritt muss geprüft werden, ob eine weitere Reduktion der äquivalenten Branddauer auf Grund der tatsächlichen Ventilationsbedingungen möglich ist. Lässt sich die Gesamtfläche A_V der Öffnungen für die natürliche Ventilation eindeutig angeben, so kann aus dem Diagramm in Bild 5.2 der Reduktionsfaktor f_{AV} bestimmt werden.

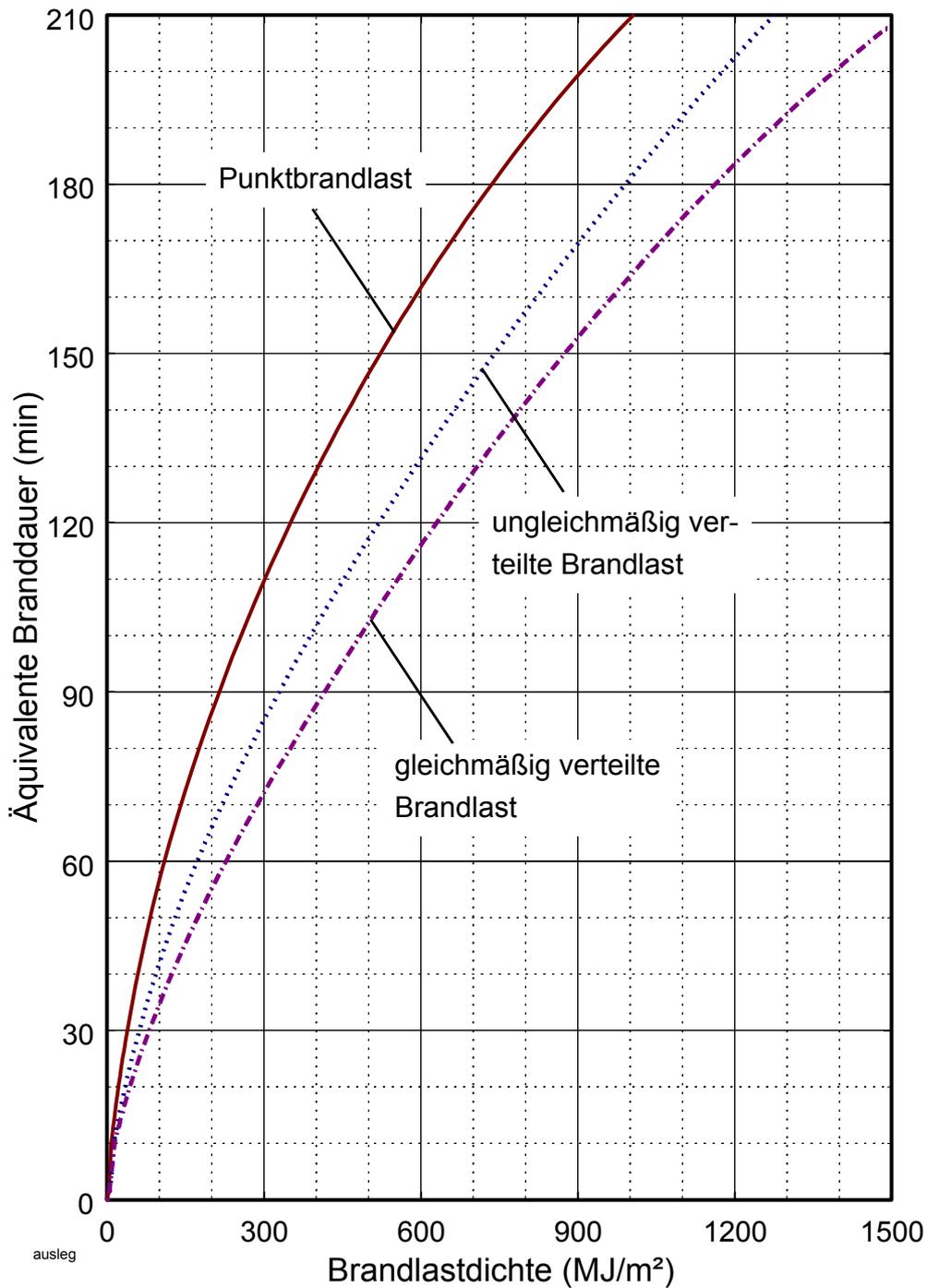


Bild 5.1 Äquivalente Branddauer als Funktion der Brandlastdichte bei annähernd stöchiometrischem Abbrand ($3.6 \text{ MJ/m}^2 = 1 \text{ kWh/m}^2$)

Bild 5.2 wurde aus Bild 3.16 sowie Bild 3.20 und Bild 3.21 entwickelt. Dabei wurde gemäß Abschnitt 3.4.6 neben A_V eine Zwangsventilation mit dem Zuluftvolumenstrom $\dot{V}_{zu} = 1000 \text{ m}^3/\text{h}$ je 50 m^2 Grundfläche unterstellt. Um auch den Fall, dass keine

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

Zwangsventilation vorhanden ist, abdecken zu können, müssen daher die Abszissenwerte A_V in Bild 5.2 gegenüber der Ursprungsbildern vergrößert werden.

Auf Grund von Vergleichsrechnungen mit und ohne Zwangsventilation hat sich folgender Korrekturterm in Abhängigkeit des Zuluftvolumenstroms \dot{V}_{zu} (m^3/h) ergeben:

$$\Delta A_{zu} = \frac{\dot{V}_{zu}}{6000} \quad (\text{in m}^2). \quad (5.4)$$

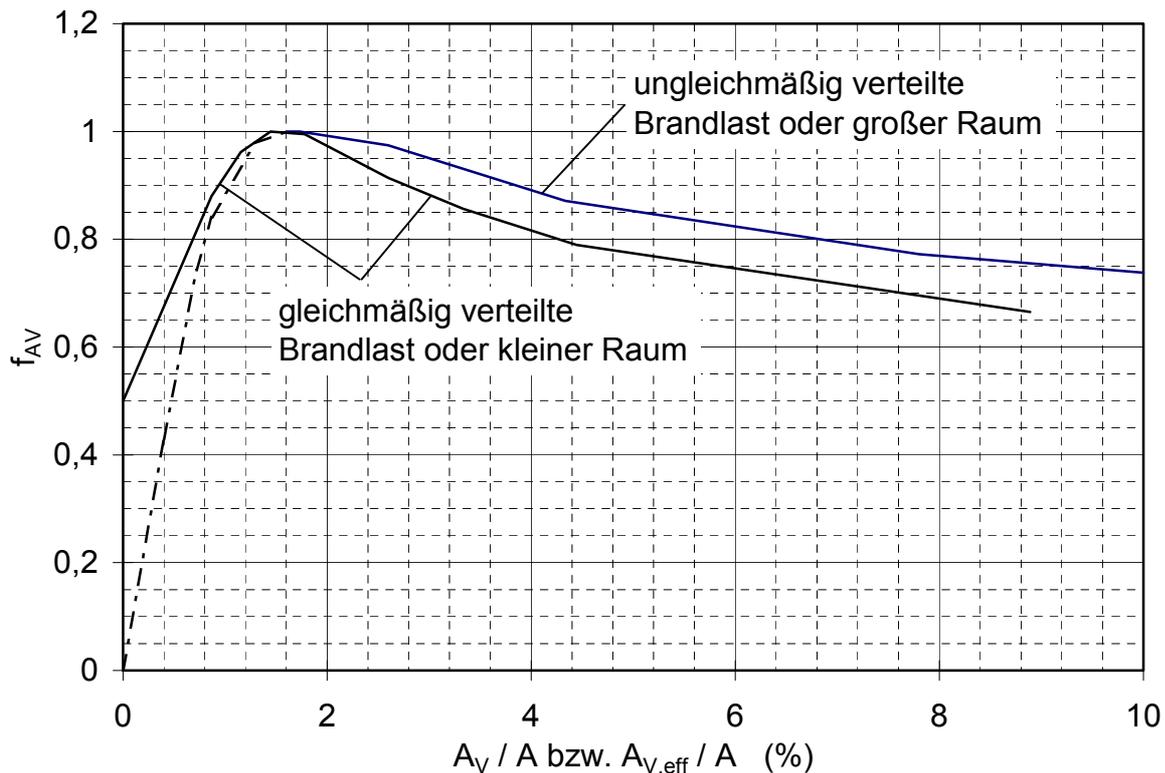


Bild 5.2 Korrekturfaktor f_{AV}

Bei einer vorgegebenen Kombination aus natürlicher Ventilation und Zwangsventilation kann deren gemeinsame Wirkung über eine effektive Gesamtöffnungsfläche $A_{V,eff}$ erfasst werden:

$$A_{V,eff} = A_V + \Delta A_{zu} \quad (5.5)$$

Gl. (5.5) sollte nur angewendet werden, wenn das Verhältnis A_V/A unterhalb des Optimums ($A_V/A \approx 1,6\%$) in Bild 5.2 liegt.

Mit A_V bzw. $A_{V,eff}$ lässt sich aus Bild 5.2 ein Korrekturfaktor f_{AV} für die Ventilationsverhältnisse ablesen. Angesichts der auch bei ansonsten dichter Umschließung eines

Raumes stets vorhandenen Leckagen wurde der ansteigende Ast auf einen Mindestwert $f_{AV} = 0.5$ bei $A_V / A = 0$ angehoben.

Für den Fall, dass beide Korrekturfaktoren - f_H und f_{AV} - zu berücksichtigen sind, ergibt sich die äquivalente Branddauer aus der folgenden Gleichung:

$$t_a = t_{a,0} \cdot f_H \cdot f_{AV} \quad (5.6)$$

5.5 Berücksichtigung von Wärmesenken

5.5.1 Ausgangssituation und Vorgehensweise

Bei den Wärmebilanzrechnungen in Abschnitt 3 wurde neben dem Energieverlust durch Öffnungen (natürliche Ventilation) bzw. über die Lüftung (Zwangsventilation) auch der Wärmeübergang an die Baustrukturen betrachtet. Dazu wurde vorausgesetzt, dass die Wände und Decken homogen sind und aus Baustoffen mit mittlerem Wärmeeindringverhalten (wie Kiesbeton) bestehen.

Die Brandwirkungen im Brandraum werden dadurch verringert, dass die bei der Verbrennung der vorhandenen Brandlasten freiwerdende Wärmeenergie Q_{ges} zum Teil in die Umfassungsbauteile sowie in sonstige im Raum befindliche Körper wie Beton- oder Mauerwerkswände, massige Stahlkonstruktionen, Flüssigkeitsbehälter usw. (sog. Wärmesenken) eindringt.

Für die Umfassungsbauteile des Brandraumes wurde generell der Baustoff Beton unterstellt, dessen thermische Kennwerte mit der Wärmeleitfähigkeit $\lambda_w = 1.28 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$, der Dichte $\rho = 2200 \text{ kg/m}^3$ und der spezifischen Wärmekapazität $c_p = 879 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ zugrunde gelegt wurden. Für andere Baustoffe der Umfassungsbauteile kann näherungsweise eine Korrektur von t_a in Anlehnung an /2/ vorgenommen werden.

Typische Wärmesenken innerhalb von Raumbereichen können beispielsweise sein:

- Betonbauteile wie Trennwände, Stützen u. ä. (mit der Oberfläche A_B),
- Stahlbauteile wie Auflager- und Unterstützungsstrukturen, Schalen u. ä. (mit der Oberfläche A_S),
- großvolumige Behälter für Flüssigkeiten (mit der Oberfläche A_F).

Insgesamt setzen sich die Energieverluste $Q_{VERLUST}$ an die verschiedenen Wärmesenken wie folgt zusammen:

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

$$Q_{\text{VERLUST}} = Q_B + Q_S + Q_F \quad (5.7)$$

Im Folgenden wird in den herzuleitenden Beziehungen der Index „W“ stellvertretend für die verschiedenen Wärmesenken verwendet; er bedeutet im Einzelfall:

- B für Betonbauteile,
- S für Stahlbauteile oder
- F für großvolumige Behälter von Flüssigkeiten.

Der Gesamtverlust Q_{VERLUST} wird von der Gesamtbrandlast Q_{ges} gemäß Gl. (5.1) abgezogen. Bezogen auf die Grundfläche A ergibt sich damit eine effektive Brandbelastung q_{eff} :

$$q_{\text{eff}} = q - \frac{Q_{\text{VERLUST}}}{A} \quad (5.8)$$

Mit dieser effektiven Brandbelastung q_{eff} ist die äquivalente Branddauer $t_{\text{ä},0}$ erneut aus der entsprechenden Kurve in Bild 5.1 abzulesen. Die Korrekturfaktoren f_H und f_{AV} gelten unverändert weiter, so dass sich die äquivalente Branddauer wiederum aus Gl. (5.6) ergibt.

Die Energieverluste an Wärmesenken (allgemein Q_W) lassen sich mit folgender Beziehung abschätzen:

$$Q_W = M_W \cdot c_{p,W} \cdot (\bar{T}_{\text{SW}} - T_0) \quad (5.9)$$

Darin bedeuten

M_W = Masse des Bauteils in kg

$c_{p,W}$ = spezifische Wärmekapazität des Bauteils in J/kg K

\bar{T}_{SW} = kalorische Mitteltemperatur des Bauteils in °C

T_0 = Betriebstemperatur des Bauteils in °C.

Die kalorische Mitteltemperatur \bar{T}_{SW} kann näherungsweise aus Bild 5.3 in Abhängigkeit von der zuvor (ohne Wärmesenken) berechneten äquivalenten Branddauer $t_{\text{ä}}$ abgelesen werden. Der für die verschiedenen Kurven bestimmende Scharparameter (zur Abkürzung σ_W genannt) ermittelt sich aus folgender Beziehung:

$$\sigma_w = \left(\frac{\alpha}{\rho \cdot c_p} \right)_w \cdot \left(\frac{A}{V} \right)_w \quad (5.10)$$

Als geometrische Größen werden hier die beflamnte Oberfläche A_w des Bauteils und das Bauteilvolumen V_w eingesetzt. Der Verhältnswert $(A/V)_w$ entspricht dem Profilmfaktor U/A , der in DIN 4102 Teil 4, Abschnitt 6.1.2 als maßgebende Einflussgröße für das Brandverhalten stabförmiger Stahlbauteile dient.

Daneben werden folgende wärmetechnische Kennwerte der Bau- bzw. Inhaltsstoffe benötigt:

α_w = Wärmeübergangskoeffizient in $W/(m^2 \cdot K)$

ρ_w = Dichte des Bauteils in kg/m^3

$c_{p,w}$ = spezifische Wärmekapazität des Bauteils in $J/(kg \cdot K)$

Die entsprechenden Zahlenwerte für die in Frage kommenden Stoffe können der Tabelle 5.1 entnommen werden. Die Tabelle erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit. Der Wärmeübergangskoeffizient α_w wird für alle Stoffe einheitlich zu $20 W/(m^2 \cdot K)$ angenommen.

Tabelle 5.1 Wärmetechnische Kennwerte verschiedener Stoffe

Stoff	α_w $W/(m^2 \cdot K)$	ρ_w kg/m^3	$c_{p,w}$ $J/kg \cdot K$
Beton	20	2200	879
Stahl	20	7850	600
Wasser	-	1000	4182
Öl	-	910	1880

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

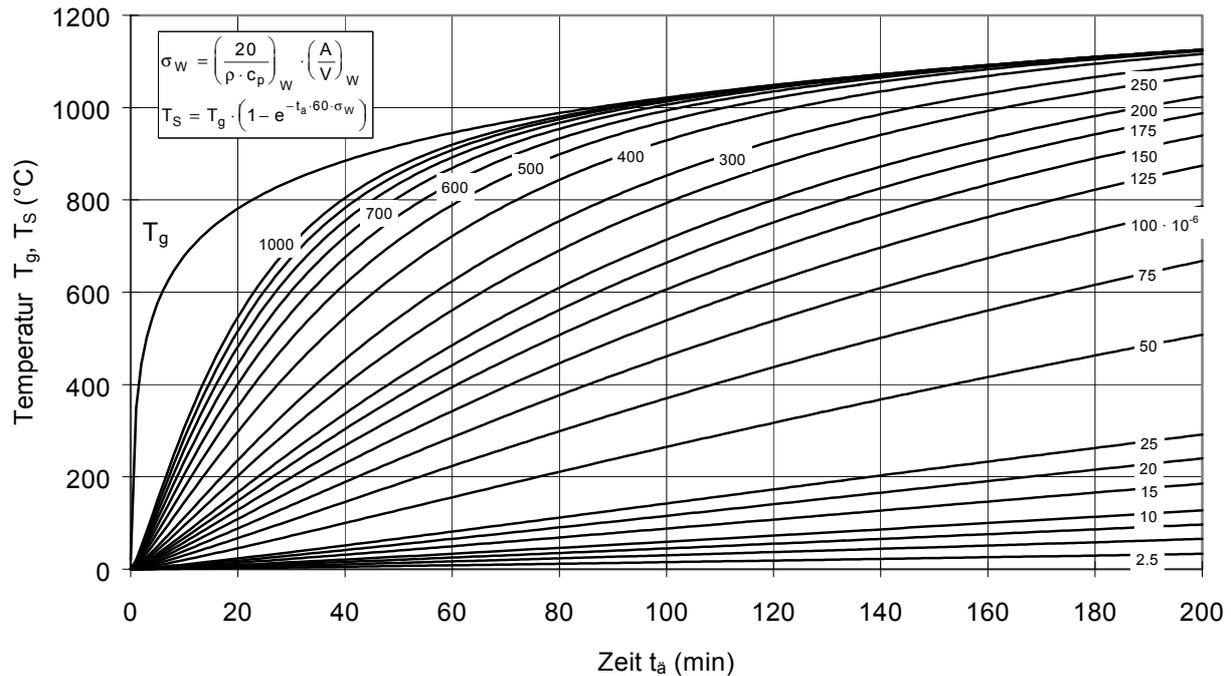


Bild 5.3 Kalorische Mitteltemperatur als Funktion von t_a ; Scharparameter σ_w

Grundlage der Kurven im Bild 5.3 bildet die Gleichung (5.11), die bei Bedarf anstelle von Bild 5.3 zur Berechnung der kalorischen Mitteltemperatur eingesetzt werden kann:

$$\bar{T}_{sw} = T_g \left[1 - \exp \left(- \left(\frac{\alpha}{\rho \cdot c_p} \right)_w \cdot \left(\frac{A}{V} \right)_w \cdot 60 \cdot t_a \right) \right] \quad (5.11)$$

Im Exponenten erkennt man den oben eingeführten Scharparameter σ_w wieder. Daneben geht in ihn die in Sekunden umgerechnete äquivalente Branddauer t_a aus der Vorberechnung ein. Die Heißgastemperatur T_g entspricht der Temperatur des Normbrandes (ETK) nach einer Branddauer von t_a Minuten:

$$T_g = T_0 + 345 \cdot \log(8 \cdot t_a + 1). \quad (5.12)$$

Zu Beginn der Brandbeanspruchung liegt im Brandraum die Ausgangstemperatur T_0 vor. In besonderen Raumbereichen, z.B. im Reaktorgebäude eines Kernkraftwerkes oder in Maschinenhallen von Industriegebäuden, sind in der oberen Raumhälfte ausgedehnte Stahlflächen mit zum Teil größerer Wanddicke vorhanden. Für derartige Bauteile mit den Oberflächen A_s lohnt es sich, den Energieverlust nach Gln. (5.9) bis (5.12) abzuschätzen, wobei für den Quotienten $(V/A)_w$ bei einseitiger Beflammung die Wanddicke des Bauteils d_s (in m) eingesetzt werden kann. Dünnwandige Stahl-

bauteile haben dagegen nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Brandwirkungen im Raum.

Sollen mit Flüssigkeit gefüllte Behälter als Wärmesenke berücksichtigt werden, so sind gemäß Abschnitt 5.5.2 gewichtete Mittelwerte für Dichte und spezifische Wärmekapazität zu errechnen.

5.5.2 Besonderheit bei Flüssigkeitsbehältern

Großvolumige Flüssigkeitsbehälter, z. B. Ölbehälter oder wassergefüllte Tanks, sind im Brandfall erfahrungsgemäß wirksame Wärmesenken. Hierfür können Gln. (5.9) bis (5.12) ebenfalls sinngemäß angewandt werden. Für die Dichte ρ_F und die spezifische Wärmekapazität $c_{p,F}$ sind hier über die Massenanteile gewichtete Mittelwerte einzusetzen, die wie folgt ermittelt werden:

Die gesamte Masse des Behälters M_{ges} setzt sich zusammen aus der Masse des Behälterinhaltes M_{FL} und der Masse der Behälterwandungen M_{BE} .

$$M_{ges} = M_{BE} + M_F \quad (5.13)$$

mit

$$M_{BE} = A_F \cdot d_{BE} \cdot \rho_{BE} \quad (5.14)$$

$$M_{FL} = V_F \cdot \rho_{FL} \cdot \eta/100 \quad (5.15)$$

Es bedeuten:

A_F = Oberfläche des Behälters in m^2

d_{BE} = Wandstärke der Behälterwandungen in m

ρ_{BE} = Dichte der Behälterwandung in kg/m^3

V_F = Behältervolumen in m^3

η = durchschnittlicher Füllgrad des Behälters in %

ρ_{FL} = Dichte des Flüssigkeitsinhaltes in kg/m^3

Die Massenanteile betragen:

$$\mu_{BE} = \frac{M_{BE}}{M_{ges}}; \mu_{FL} = \frac{M_{FL}}{M_{ges}} \quad (5.16)$$

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

Damit ergeben sich die mittlere spezifische Wärmekapazität $c_{p,F}$ und die mittlere Dichte ρ_F des Flüssigkeitsbehälters nach folgenden Gleichungen:

$$c_{p,F} = \mu_{BE} \cdot c_{p,BE} + \mu_{FL} \cdot c_{p,FL} \quad (5.17)$$

$$\rho_F = \mu_{BE} \cdot \rho_{BE} + \mu_{FL} \cdot \rho_{FL} \quad (5.18)$$

Darin bedeuten

$c_{p,BE}$ = spezifische Wärmekapazität der Behälterwandung in J/(kg K)

$c_{p,FL}$ = spezifische Wärmekapazität der Flüssigkeit in J/(kg K)

5.6 Bewertung von t_a durch Sicherheitskonzepte

Die Berechnung der Erwärmung von Bauteilen und der Vergleich mit einer Brandbelastung durch einen ETK-Brand mit dem Resultat einer äquivalenten Branddauer berücksichtigt die Energiefreisetzung der gesamten vorhandenen Brandlast. Die äquivalente Branddauer wird beeinflusst durch die vorhandenen geometrischen Randbedingungen und durch die Ventilation. Die Entwicklung der Energiefreisetzungsrates verläuft dabei ungestört durch äußere Einflüsse.

Eine Berücksichtigung äußerer Einflüsse kann beispielsweise vorgenommen werden, wenn die Brandentwicklung oder der Fortbestand der Brandes durch die Aktivierung von Löschanlagen gestört/behindert wird. Deswegen können beispielsweise automatische Löschanlagen oder die Eingreifzeit einer Feuerwehr berücksichtigt werden.

Ein weiterer Einflussfaktor ist die Wahrscheinlichkeit, dass in einem Brandbekämpfungsabschnitt eines Industriegebäudes, einer kerntechnischen Anlage etc. ein Brand entsteht, der sich zu einem voll entwickelten Brand ausbildet.

Die Gewichtung dieser Einflussfaktoren auf die Bauteilgefährdung kann mit einem probabilistischen Sicherheitskonzept über den Sicherheitsbeiwert γ bewertet werden. Die Nutzung eines derartigen Sicherheitskonzeptes, mit dem nutzungsspezifische Werte bei Vorliegen einer gesicherten Datenbasis unterschieden werden können, wurde in /10/ untersucht.

Den Nachweisverfahren in /60/ bzw. /117/ liegt ein probabilistisches Sicherheitskonzept in Anlehnung an DIN V 18 230 /91/, /118/ zugrunde. Es berücksichtigt

5 Vereinfachtes brandschutztechnisches Nachweisverfahren

- die mittlere jährliche Eintrittshäufigkeit λ_1 ($1/a$) von Bränden in typischen Raumbereichen von Kernkraftwerken,
- die Ausfallwahrscheinlichkeit p_2 der manuellen Brandbekämpfungsmaßnahmen im Anforderungsfall in Abhängigkeit von der Zugänglichkeit,
- die Ausfallwahrscheinlichkeit p_3 einer vorhandenen ortsfesten Löschanlage im Anforderungsfall in Abhängigkeit vom Auslösezeitpunkt,
- die Wahrscheinlichkeit p_4 , dass durch menschliche Fehler im Brandfall unplanmäßige Ventilationsverhältnisse (z. B. Offenstehen blockierter Brandschutztüren) vorliegen,
- die zufälligen Streuungen der äquivalenten Branddauer t_a und der Feuerwiderstandsdauer t_f bautechnischer Brandschutzmaßnahmen auf Grund unsicherer Randbedingungen bzw. Herstellungstoleranzen,
- die zulässige Versagenswahrscheinlichkeit der auszulegenden bautechnischen Brandschutzmaßnahmen auf Grund ihrer Bedeutung für Anlagensicherheit und ggf. Personenschutz.

Unter Beibehaltung der Grundzüge des Sicherheitskonzeptes aus /60/, /117/, einschließlich der Streuungsannahmen für t_a und erf t_f , können unter Berücksichtigung von ausgewerteten Betriebserfahrungen beispielsweise aus deutschen Kernkraftwerken /119/, /120/ die Sicherheitsbeiwerte γ neu hergeleitet werden /60/. Mit den entsprechenden Eingangsdaten können gleichermaßen für andere Gebäudearten neue Sicherheitsbeiwerte γ für die Bemessung berechnet werden. Die Sicherheitsanforderungen sollten entsprechend dem Konzept der DIN 18 230 /91/, /118/ nach drei Brandsicherheitsklassen (SK_b 3 bis SK_b 1) abgestuft werden. Die zulässigen Versagenswahrscheinlichkeiten infolge Brand wurden nach /118/ festgelegt.

Die Brandsicherheitsklasse SK_b 3 gilt für Bauteile, die Brandbekämpfungsabschnitte trennen oder die trennende Bauteile unterstützen. Abschlüsse von Öffnungen oder Abschottungen von Leitungsdurchführungen in derartigen Bauteilen gehören der SK_b 2 an; untergeordnete Bauteile mit Feuerwiderstandsanforderungen, z. B. Teile des Nebentragwerks, zählen zur SK_b 1.

Die erforderliche Feuerwiderstandsdauer erf t_f der bautechnischen Brandschutzmaßnahmen ergibt sich aus der mit dem vereinfachten Nachweisverfahren berechneten äquivalenten Branddauer t_a durch Multiplikation mit dem Sicherheitsbeiwert γ :

$$\text{erf } t_f = \gamma \cdot t_a \quad (5.19)$$

5.7 Wertung

Es zeigt sich, dass sich die Energieaufnahme unterschiedlicher Strukturen in einem Brandraum einzeln erfassen und in ihrer Gesamtwirkung aufsummieren lässt. Hierfür stellen die Gln. (5.2) bis (5.18) einen mit vergleichsweise geringem Aufwand gangbaren Weg dar. Als charakteristische thermodynamische Größe für eine Struktur wird die kalorische Mitteltemperatur \bar{T}_{sw} benutzt, in die neben der Raumtemperatur T_g die Abmessungen und wärmetechnischen Kennwerte der Strukturen (Wertetabellen z. B. in /121/) sowie die zu erwartende äquivalente Branddauer t_a eingehen.

Mit der hergeleiteten Beziehung gelingt daher eine Abschätzung des Einflusses zusätzlicher Strukturen im Raum auf die Brandwirkungen und stellvertretend dafür auf die äquivalente Branddauer. Voraussetzung diese Methode ist, dass die betrachteten Wärmesenken klein im Vergleich zu dem vorhandenen bzw. umgebenden Gasvolumen sind. Angaben bezüglich der Genauigkeit des Verfahrens zur Abschätzung möglicher Energieverluste liegen zur Zeit nicht vor.

6 VALIDIERUNG DES NACHWEISVERFAHRENS

6.1 Großbrandversuche

Für die Validierung des im vorangegangenen Abschnitt 5 vorgestellten Nachweisverfahrens werden Brandversuche herangezogen, die im Maßstab 1:1 durchgeführt wurden. Im Rahmen eines vom BMBF unterstützten Forschungsprojektes /115/ wurden Brandversuche mit Brandlasten in typischer Anordnung in Pflanzenschutzmittelagern durchgeführt. Zur Durchführung der Versuche in realen Lageranordnungen wurde ein Brandofen verwendet, der für die Prüfung von Stützen konzipiert wurde (Stützenbrandhaus des iBMB). Die lichte Höhe des Brandofens beträgt $H = 5.6$ m bei einer quadratischen Grundfläche mit einer Kantenlänge $L = 3.6$ m. Dieser Brandofen besitzt mit ca. 72 m^3 gegenüber dem Room-Corner-Test (RCT, 21 m^3) gut das dreifache Volumen. Zur Durchführung der Brandversuche wurden Verpackungsmaterialien eingesetzt, die aus Gründen des Arbeitsschutzes mit Ersatzstoffen für die Pflanzenschutzmittel (PSM) gefüllt waren.

Als Ersatzstoff für feste PSM wurde ein Polyethylen (PE) Granulat der Firma BASF mit der Bezeichnung LUPOLEN Nr. 5021 D eingesetzt. Flüssige PSM wurden durch Glykol ersetzt. Das Glykol, ebenfalls ein Erzeugnis der BASF, trägt die Bezeichnung Glysantin G48-24.

6.1.1 Beschreibung der Versuchseinrichtung

Bild 6.1 und Bild 6.2 zeigen die Versuchseinrichtung im vertikalen und horizontalen Schnitt. Über die Grundfläche waren vier vertikale Messstrecken mit Thermoelementen verteilt. Der vertikale Abstand der Thermoelemente untereinander war konstant. In der Mittelachse der 3.6 m hohen und 0.6 m breiten Ventilationsöffnung wurden 12 Bi-directionals /97/ über der Höhe zur Messung der Druckdifferenz angebracht. Zur Berechnung von Geschwindigkeiten war bei jedem Bi-directional eine Temperaturmessung notwendig. An der mit GA1 bezeichneten Position wurden Brandgase aus der Heißgasschicht abgezogen und einer Gasanalyse zugeführt. Dabei wurden die Proben auf die Konzentration von O_2 , CO_2 , CO and NO hin untersucht. Zur Messung der Wärmestromdichte wurden zwei sog. Gardon-Gage-Sensoren (siehe Abschnitt 4.3.2) installiert. Ein Sensor mit der Bezeichnung GG1 war im Bodenbereich angebracht, der zweite in der Mitte der Ofendecke. Weitere Details zu der eingesetzten Messausrüstung können der Tabelle 6.1 entnommen werden.

Die Energiefreisetzungsrates wurde nach der Sauerstoff-Verbrauchsmethode bestimmt. Ähnlich wie beim RCT wurden die durch die Ventilationsöffnung aus dem

6 Validierung des Nachweisverfahrens

Brandraum strömenden Rauchgase von der seitlich am Ofen aufgebauten Abzughaube gesammelt und über ein Rohrleitungssystem der Abgasreinigung zugeführt. Im Rohrleitungssystem waren die Messinstrumente für die Gasanalyse (O_2 , CO_2 , CO), für die Geschwindigkeitsmessung (Druck und Temperatur) sowie für die Rauchdichte eingebaut (siehe Bild 4.2).

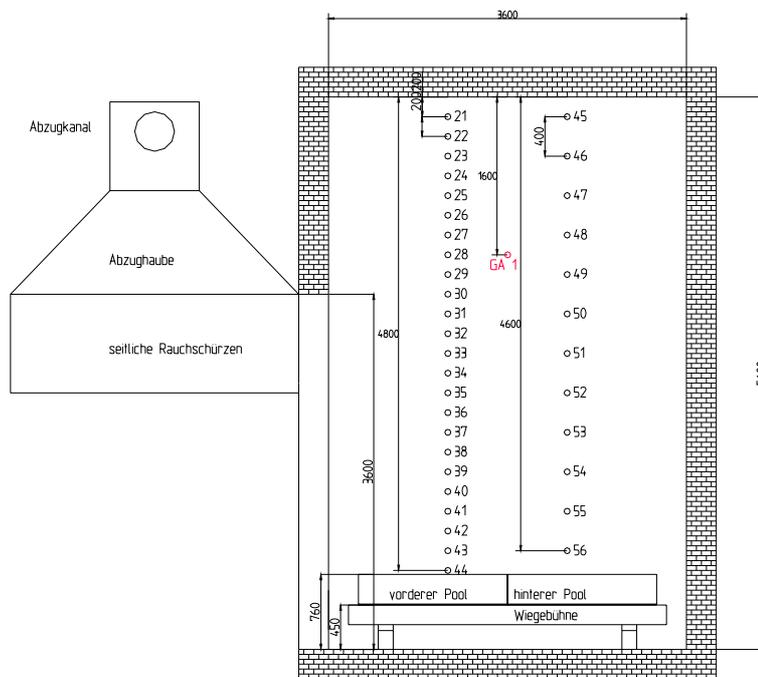


Bild 6.1: Großbrandhaus (Stützenbrandhaus – Seitenansicht). Maße in mm

Die Brandlast selber wurde in einer oder zwei Stahlwannen aufgebaut, die auf einer Wiegeplattform standen. Die Masse der Wiegeplattform, der Stahlwannen und der Brandlast wurde während des Brandversuches mit drei Wägezellen aufgezeichnet.

Wie Tabelle B.1 des Anhangs B zeigt, wurden die Versuche mit unterschiedlichen Brandlasten in unterschiedlichen Kombinationen durchgeführt. Zum einen wurden die Kartons in Blockanordnung, zum anderen in einer Regallagerung für den Brandversuch aufgebaut. Teilweise wurden die Versuche mit leerem Verpackungsmaterial durchgeführt, um auch das Zündungspotential und das Brandverhalten der Verpackung in die Untersuchungen zu integrieren.

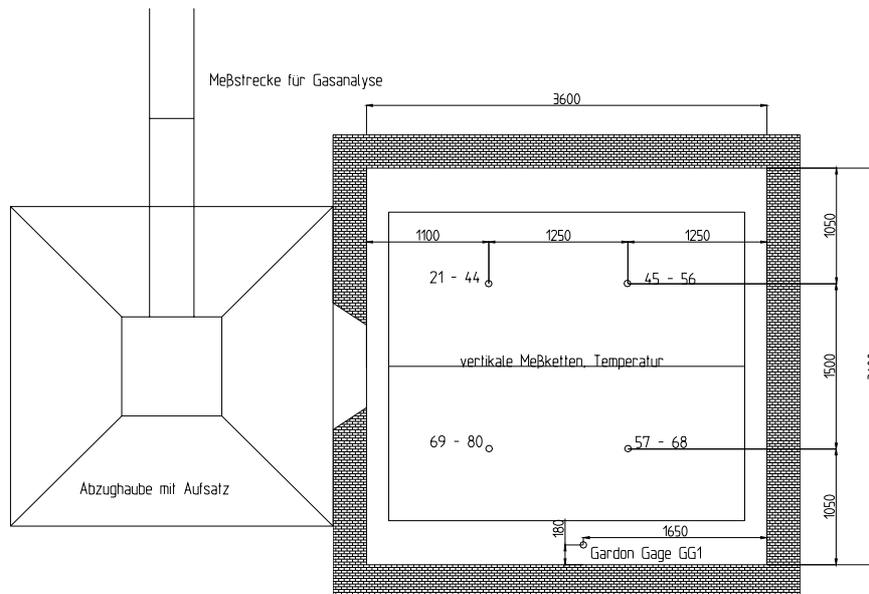


Bild 6.2: Großbrandhaus (Stützenbrandhaus – Grundriss). Maße in mm.

Tabelle 6.1: Messausrüstung

Messgröße	Ausrüstung
Temperatur im Brandofen	1 vertikale Messstrecke mit 24 Thermoelementen, vertikaler Abstand untereinander: 200 mm
	3 vertikale Messstrecken mit jeweils 12 Thermoelementen, vertikaler Abstand untereinander: 400 mm
Geschwindigkeit der durch die Öffnung ein- und ausströmenden Gase	12 Bi-directionals, die auf der Mittelachse der Ventilationsöffnung angebracht wurden
	12 Thermoelemente, die in unmittelbarer Nähe der Bi-directionals die Temperatur messen
Masse der Brandlast	Wiegebühne: Stahlrahmen, der mit Gasbetonsteinen vor zu starker Erwärmung geschützt wird. Darunter stehen drei Wägezellen zur Messwertaufnahme
	2 Stahlwannen mit einer Fläche von jeweils 1.5 x 3.0 m ²
Zusammensetzung der Brandgase im Brandraum	Sammelstelle (GA 1), O ₂ , CO ₂ , CO and NO Analysator von Maihak, MULTOR
Wärmestromdichte	2 Gardon-Gage-Sensoren, je eine im Decken und Bodenbereich zur Messung der Gesamt-Wärmestromdichte (radiativer und konvektiver Anteil)
Energiefreisetzungsrate, Ausbeuten von CO ₂ und CO, Rauchtstehung	Bi-directional und Thermoelement, die in der Mittelachse des Abgasrohres installiert
	Sammelstelle im Abgasrohr für O ₂ , CO ₂ and CO-Analyse, in 10 cm Abstand zur Druckmessstelle
	Rauchdichte Messgerät vom Typ MAURER
Thermische Brandwirkung	Stahlplatte mit Thermoelement zur Messung der thermischen Brandwirkung (siehe auch Abschnitt 4.3.2)

6 Validierung des Nachweisverfahrens

Die Versuche mit Blocklagerung wurden mit unterschiedlichen Lagerguthöhen durchgeführt, wobei sich die Lagerguthöhen aus den Karton-Ebenen und deren Höhe ergeben haben. Bei den Versuchsanordnungen für Blocklager wurden 2, 3, 4 und 6 Ebenen an Kartons übereinander gestapelt. Bei den Versuchen der Regalanordnungen wurden 2, 3, 4 und 5 Ebenen untersucht. Weiterhin wurde bei den Regalen auch die Art der einzelnen Regalböden variiert. Hier sind zu unterscheiden die Böden mit Gittereinsätzen und die geschlossenen Böden.

Um die Lagerungsbedingungen real wiederzugeben, wurde das Polyethylen (PE) in Papierfaltschachteln mit jeweils ca. 1.6 kg abgefüllt. Zehn dieser Papierfaltschachteln wurden zusammen in einen größeren Karton verpackt. Das als Vertreter der flüssigen PSM eingesetzte Glykol wurde jeweils in 1-Liter-Kunststoffflaschen abgefüllt. Auch hiervon wurden wieder zehn Flaschen in einem größeren Karton zusammengefasst. Die Versuche mit Lageranordnungen wurden jeweils mit ca. 300 ml in eine offene Dose (Durchmesser ca. 11 cm) eingefülltes Isopropanol als Zündquelle gestartet. Die Dose wurde unter die rechte untere Ecke der Versuchsanordnung gestellt (Bild 6.3).

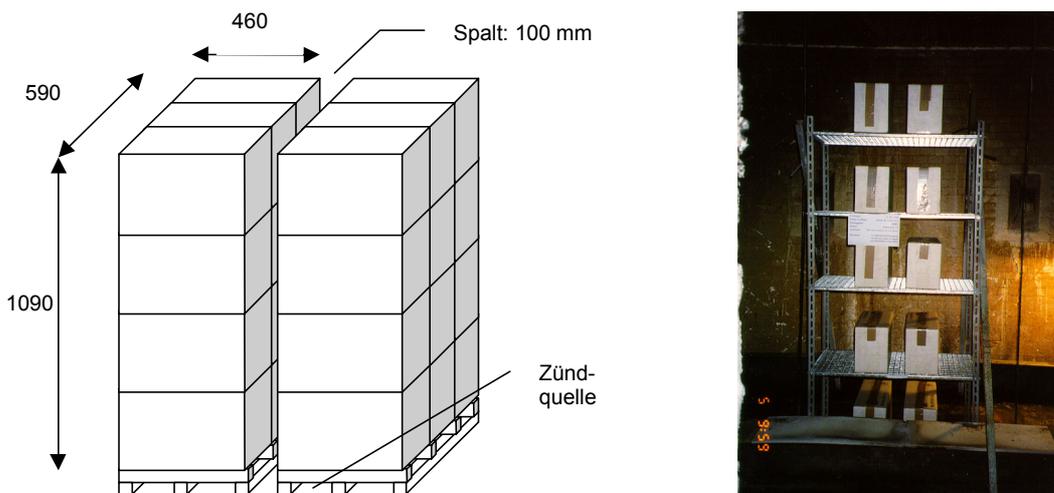


Bild 6.3: Beispiel einer Versuchsanordnung für Blocklagerung (links), hier mit vier Ebenen Kartons; rechts ein Foto von einer Regalanordnung mit 5 Ebenen. Maße in mm.

Bei allen Versuchen war die Ventilationsöffnung vollständig geöffnet (0.6 m x 3.6 m). Bei den Versuchen 11, 26 und 27 musste wegen der starken Brandentwicklung die Ventilationsöffnung geschlossen werden, damit die Versuchshalle nicht in Mitleidenschaft gezogen wurde. Die Rauchgase wurden anschließend über den normalen Rauchabzug der Versuchseinrichtung abgezogen, so dass die Messung der Energiefreisetzungsrates nicht mehr möglich war. Deswegen liegen bei diesen drei Versuchen nur in der Anfangsphase bewertbare Messdaten zur Energiefreisetzungsrates vor.

6.1.2 Zusammenstellung der Brandlasten

Sowohl die Flüssigkeit Glykol als auch der Feststoff Polyethylen wurde für die Versuchsaufbauten der Block- und Regallagerung, wie weiter oben im Abschnitt 6.1.1 bereits beschrieben, in Kunststoffflaschen und Papierfaltstschachteln abgefüllt. Für die Verpackungsmaterialien gelten folgende Gewichte:

Glykol-Verpackung

Masse der 10 Kunststoffflaschen:	1.204 kg,	
Masse des Umkartons:	0.443 kg	zusammen 1.65 kg,

Polyethylen-Verpackung

Masse der 10 Papierfaltstschachteln und des Umkartons:	zusammen 1.65 kg
---	------------------

Das Glykol hat eine Dichte von ca. 1.12 kg/m^3 . Mit den gewogenen Brandlasten ergeben sich die in Tabelle B.2 des Anhangs B aufgeführten Brandlastverteilungen.

6.2 Darstellung von Teilergebnissen

Im Folgenden wird das Ergebnis kurz dargestellt und die gemessenen Energiefreisetzungsraten werden untereinander verglichen. Ausführlicher sind die Ergebnisse in /115/ beschrieben. Eine Auswahl der Messdaten ist im Anhang B dargestellt.

In Bild 6.4 und Bild 6.5 werden die drei Poolbrände mit Glykol als Brandlast miteinander verglichen. Die in Bild 6.4 dargestellte Energiefreisetzungsrates zeigt für den Pool von 1 m^2 Grundfläche, dass eine Energiefreisetzungsrates von annähernd 200 kW erreicht wird. Die Vergrößerung der Poolfläche führt zu einer geringfügig unterproportionalen Steigerung der Energiefreisetzungsrates, was sich auch in der Abbrandrate (Bild 6.5) widerspiegelt. Gemeinsam ist den drei Versuchen aber die Phase der Brandentwicklung. Der Anstieg der Energiefreisetzungsrates bei diesen drei Versuchen ist hier nahezu identisch.

Die Abbrandrate bei den drei Versuchen zeigt das gleiche Verhalten wie die Energiefreisetzungsrates. Zur Brandentwicklung der beiden Versuche mit dem 4.5 bzw. 9 m^2 Pool muss erwähnt werden, dass für den 9 m^2 -Versuch zwei miteinander nicht in Verbindung stehende Abbrandwannen eingesetzt wurden, die mit einer Verzögerung von fast 30 Sekunden entzündet wurden. Weiterhin dauerte die Ausbreitung der Flammen über die gesamte Poolfläche bei der Abbrandwanne direkt neben der Ven-

6 Validierung des Nachweisverfahrens

tilationsöffnung (vordere Wanne) länger als bei der hinteren. Soweit nur eine Abbrandwanne eingesetzt wurde, befand diese sich in der hinteren Position. Die verzögerte Ausbreitung der Flammen über die Poolfläche lag an dem kühlenden Einfluss der aus der Umgebung einströmenden Luft.

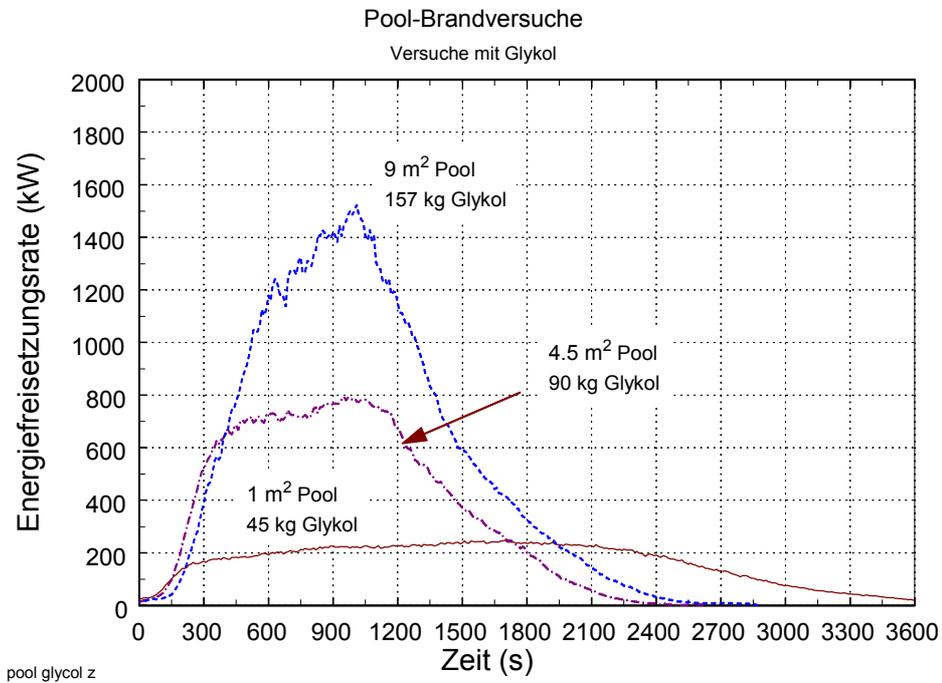


Bild 6.4: Energiefreisetzungsrate bei den drei Glykol-Poolbränden

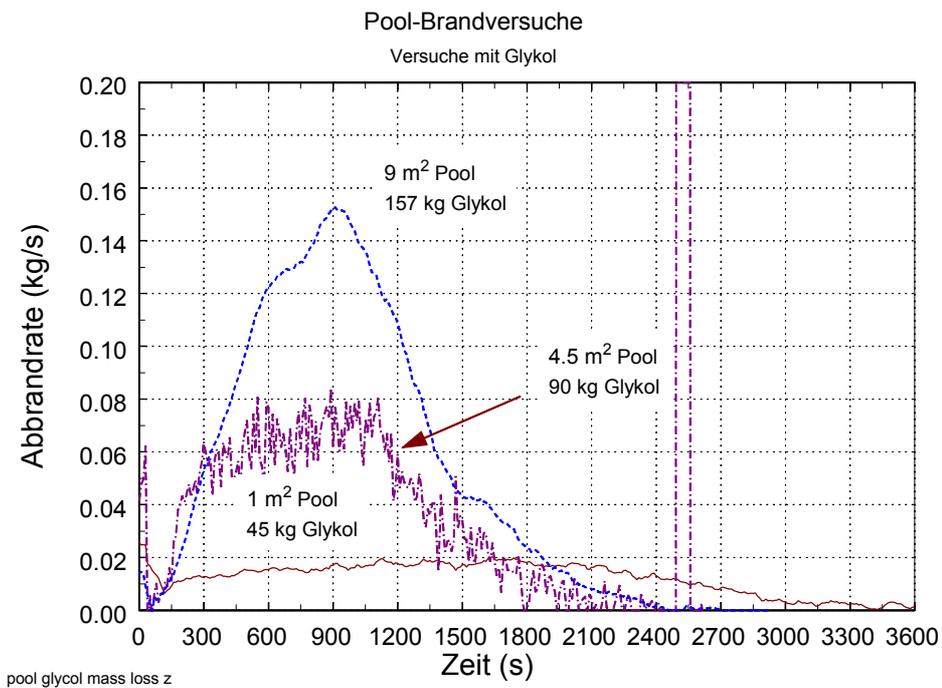


Bild 6.5: Abbrandrate bei den drei Glykol-Poolbränden

In Bild 6.6 werden die Energiefreisetzungsrate von mehreren Versuchen in einer Anordnung für Blocklagerung mit dem 4.5 m²-Glykolpool-Versuch verglichen. Das Verpackungsmaterial für Flüssigkeiten bestand aus zehn 1-Liter-Kunststoffflaschen pro Umkarton. Insgesamt wurden dafür zwei Blöcke im Abstand von 10 cm nebeneinander aufgebaut (siehe Bild 6.3). Jeder Block hatte zwei Ebenen oder Schichten mit jeweils drei Kartons. Insgesamt wurden für diesen Versuch 120 1-Liter-Flaschen eingesetzt. Im Diagramm ist die zugehörige Kurve mit „leer“ gekennzeichnet. In der gleichen Konfiguration wurde auch der Versuch mit gefüllten Glykol-Flaschen durchgeführt („2 Ebenen, 120 Liter Glykol“). Die Versuchsanordnung wurde in der hinteren Abbrandwanne (Fläche 4.5 m²) aufgebaut.

Werden die Ergebnisse dieser beiden Lageranordnungen verglichen, so zeigt sich innerhalb der ersten 600 Sekunden eine annähernd gleiche Brandentwicklung. Nach den ersten 600 Sekunden begann das Glykol aus den Flaschen zu laufen und entzündete sich, so dass die Energiefreisetzungsrate stark anstieg. Ein großer Einfluss der gefüllten Flaschen (Kühleffekt) auf die Brandentwicklung des Verpackungsmateriales ist bei diesen beiden Versuchen nicht zu erkennen. Der maximale Wert der Energiefreisetzungsrate aus dem Versuch mit den 120 l Glykol unterscheidet sich nur geringfügig von dem des 4.5-m²-Pools.

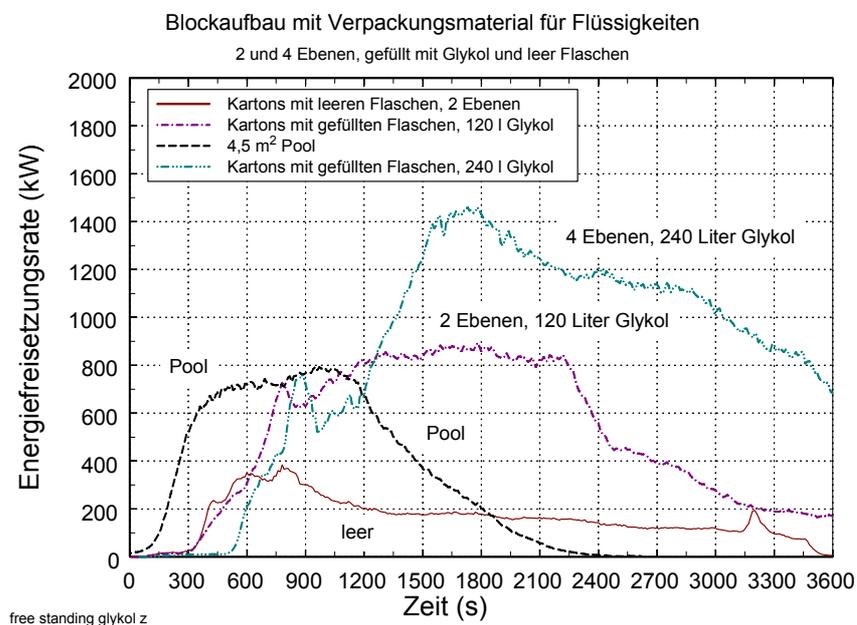


Bild 6.6: Energiefreisetzungsrate vom Poolversuch mit Glykol und von verschiedenen Versuchen mit Blocklagerung

Ein Anwachsen der Energiefreisetzungsrate bei dem Versuch mit 4 Ebenen (240 Liter Glykol, ebenfalls in einer Blocklagerung), begann im Vergleich zu den an-

6 Validierung des Nachweisverfahrens

deren Versuchen etwas verzögert, was aber nicht überbewertet werden sollte. Lokale Strömungen können Einfluss auf die Entwicklungszeit ausgeübt haben. Entscheidend ist, dass nahezu der gleiche Gradient beim Anstieg der Energiefreisetzungsrate vorliegt.

Nach ca. 900 Sekunden stellte sich ein Rückgang der Energiefreisetzungsrate ein, was eine Folge verlöschender Flammen auf der Verpackungsoberfläche war. Die anschließend einsetzende Verbrennung des ausgelaufenen Glykols steigerte die Energiefreisetzungsrate natürlich wieder. Der Maximalwert lag sogar deutlich über dem des 4.5-m²-Pools. Hier wird der Einfluss der Höhe des Aufbaus mit einer stark vergrößerten brennenden Oberfläche deutlich.

6.3 Anwendung des vereinfachten Verfahrens auf Großbrandversuche

6.3.1 Aufbereitung der Messwerte

Die vorstehend beschriebenen Versuche wurden dahingehend ausgewertet, dass die Messergebnisse der Temperaturen bezüglich der Vergleichselemente und somit der äquivalenten Branddauern mit den äquivalenten Branddauern des vereinfachten Nachweisverfahrens verglichen wurden.

Zur Messung der äquivalenten Branddauer war unter der Decke des Brandraumes ein Vergleichselement in Anlehnung an DIN 18 230 Teil 2 montiert. Dieses Vergleichselement ist eine 40 cm x 40 cm große Platte (Dicke $t = 15$ cm) aus Stahlguss G-X 40 CrNiSi 250. In dieser Platte befindet sich von der Rückseite (nicht beflamnte Seite) eine 10 cm tiefe Bohrung, in der ein Thermoelement befestigt ist. Von der dem Brandherd zugewandten Seite (Vorderseite) aus gesehen misst dieses Thermoelement die Temperatur in 5 cm Tiefe. Das Vergleichselement war an den Seiten mit 5 cm dicken Brandschutzplatten thermisch isoliert, so dass nur von der Vorderseite aus Wärme eindringen konnte. Damit waren annähernd die Verhältnisse einer eindimensionalen Wärmeleitung geschaffen.

Zur „Kalibrierung“ des Vergleichselementes wurde ein Standard-Brandversuch mit Ölbrennern durchgeführt, bei dem die Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) gemäß Gl. (5.12) gefahren wurde. Die zeitliche Entwicklung der Temperaturdifferenz bei ETK-Brandbeanspruchung bis zur 65. Minute zeigt Bild 6.7 (ETK-Versuch Stützen-Brandhaus). Die bei dem Standard-Brandversuch gemessene Temperaturdifferenz zum Anfangswert ist der Referenzwert für die Temperaturerhöhungen aus den Brandversuchen.

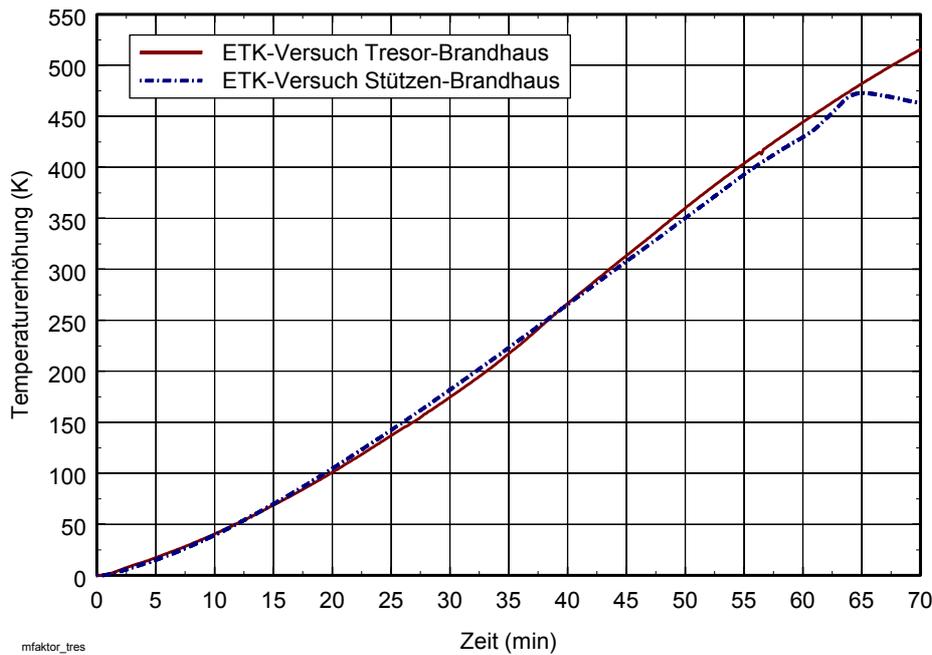


Bild 6.7 Temperaturerhöhung im Vergleichselement bei ETK-Brandbeanspruchung

Im Diagramm Bild 6.7 ist neben der im Stützen-Brandhaus (Höhe = 5.6 m, Volumen ca. 72 m³) gemessenen Temperaturerhöhung auch die Temperaturerhöhung im selben Vergleichselement während eines ETK-Brandversuches im Tresor-Brandhaus des iBMB (Höhe = 3.2 m, Volumen ca. 40 m³) nach /122/ dargestellt. Trotz unterschiedlicher Randbedingungen durch den Wechsel des Brandhauses ergeben sich nahezu identische Temperaturerhöhungen.

6.3.2 Vergleich der Messwerte mit dem Nachweisverfahren

Die bei den Brandversuchen nach den Abschnitten 6.1 und 6.2 gemessenen Temperaturerhöhungen wurden der äquivalenten Branddauer $t_{\text{ä}}$ zugeordnet, nach der die gleiche Temperaturerhöhung im Vergleichselement erreicht wurde wie bei ETK-Brandbeanspruchung im Stützen-Brandhaus. Die so ermittelten Werte sind in der Tabelle B.3 des Anhangs B als $t_{\text{ä,mess}}$ mit der dazugehörigen Brandlastdichte q eingetragen.

Die Messwerte aus Tabelle B.3 des Anhangs sind in Bild 6.8 über der Brandlastdichte aufgetragen. Durch alle Versuchsergebnisse wird eine quadratische Regression gelegt. Die durchgeführten Versuche wurden in fünf unterschiedliche Kategorien unterteilt:

- Holzkrippen
- Lagergut mit Glykolfüllung

6 Validierung des Nachweisverfahrens

- Glykol-Pool
- leere Feststoffverpackung
- leere Flüssigkeitsverpackung

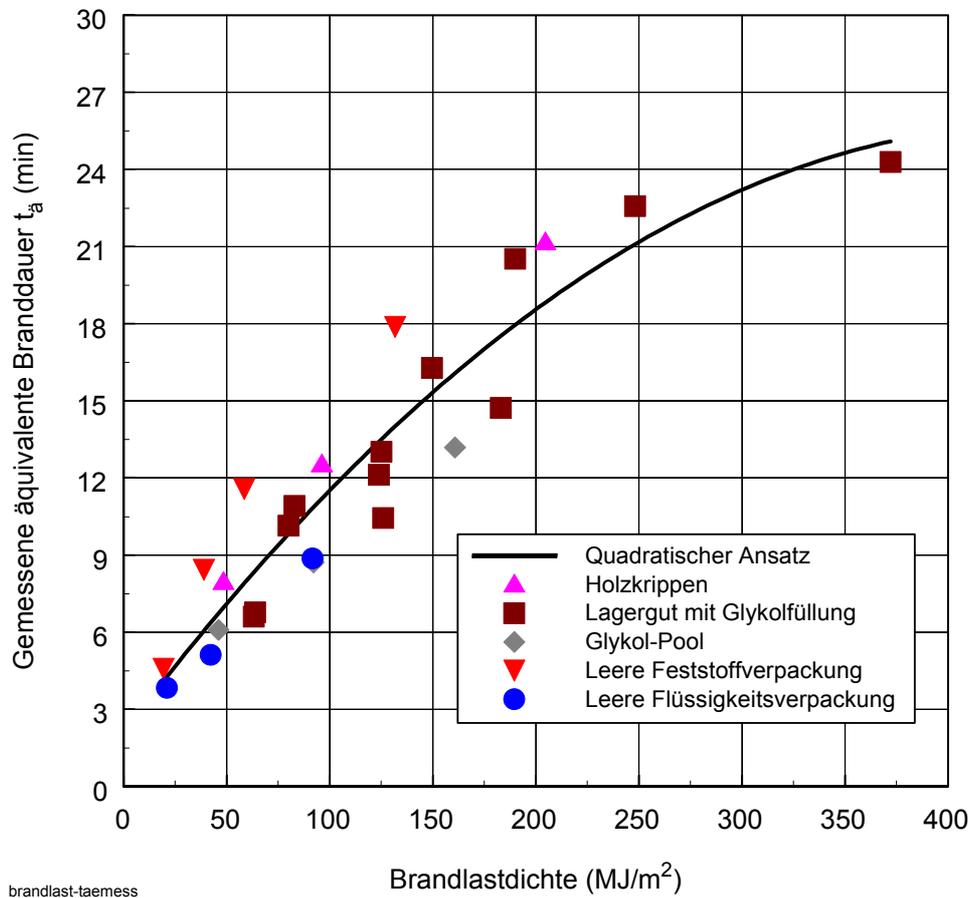


Bild 6.8 Gemessene äquivalente Branddauer t_a in Abhängigkeit von der Brandlastdichte; Brandraumvolumen ca. 72 m^3 , Ventilationsfläche der Breite $B_v = 0.6 \text{ m}$ und der Höhe $H_v = 3.6 \text{ m}$

Die Versuche mit Holzrippen ergaben jeweils Ergebnisse, die oberhalb der Regressionskurve liegen. Die Versuche der unterschiedlichen Lageranordnungen mit Glykolfüllung liegen zu beiden Seiten der Kurve. Die Versuche mit leeren Kartons, die als Feststoffverpackung dienen (d.h. Kartons ohne Befüllung mit Polyethylen), liegen wie die Holzrippen oberhalb der Kurve, die Versuche mit den leeren Flüssigkeitsverpackungen unterhalb der Kurve. Insgesamt deutet sich dennoch an, dass die Brandwirkung nicht linear mit der Brandlastdichte zunimmt, sondern, wie eingangs beschrieben, eher dem gespiegelten Ast einer Parabel folgt. Die Größenordnung des Grenzwertes sollte aber aus diesem relativ kleinen Brandraum nicht abgeleitet werden.

Den Messwerten sind in Tabelle B.3 des Anhanges B die Werte gegenübergestellt, die sich mit dem vereinfachten Nachweisverfahren nach Auswertung der Eingangs-

daten ergeben (Spalten mit der Überschrift $ZLV = 1$). Der Parameter ZLV steht für die aus dem Bereich der Verbrennungstechnik (z.B. /106/, /123/) her bekannte Luftverhältniszahl, mit der die real vorhandene Luftmenge im Vergleich zur theoretisch notwendigen Luftmenge für die Verbrennung von einem Kilogramm Brennstoff bewertet wird. Die Berechnungen für das vereinfachte Nachweisverfahren (Abschnitt 3) wurden mit $ZLV = 1$ durchgeführt. D.h., die Luft aus der Umgebung, die mit dem eingesetzten Plume-Modell von Zukoski in den Plume eingemischt wurde, ist zum Massenumsatz des Brennstoffes im Rahmen des stöchiometrischen Sauerstoffbedarfes eingesetzt worden.

Erfahrungsgemäß erfolgt die Verbrennung aber mit einem Luftüberschuss, die Luftverhältniszahl ZLV nimmt Werte größer als 1 an. Auch Schneider /47/ empfiehlt, bei theoretischen Untersuchungen für ZLV einen Wert größer als 1 zu wählen, gibt aber keinen konkreten Wert an. Einen Anhalt für die Größenordnung gibt /24/. Dort wird von Erfahrungswerten für ZLV berichtet, die für Öl- und Gasgebläsebrenner zwischen 1.05 und 1.2 liegen, für Kohle liegt ZLV zwischen 1.2 und 1.5. Im Rahmen der hier durchgeführten Berechnungen wurde ein Wert von 25 % Luftüberschuss zugrunde gelegt. Die Ergebnisse mit einem Luftüberschuss von 25 % sind in den Spalten mit der Überschrift $ZLV = 1.25$ in Tabelle B.3 des Anhangs wiedergegeben. Für beide Luftverhältniszahlen nennt Tabelle B.3 die Werte für eine Punktbrandlast (Spalte „Punkt“), für eine ungleichmäßig verteilte Brandlast („ungleich“) und für eine gleichmäßig verteilte Brandlast (Spalte „gleich“). Die Auswirkungen des vergrößerten Luftverhältnisses von $ZLV = 1.25$ gegenüber $ZLV = 1.0$ zeigt Bild 6.9.

Äquivalente Branddauer

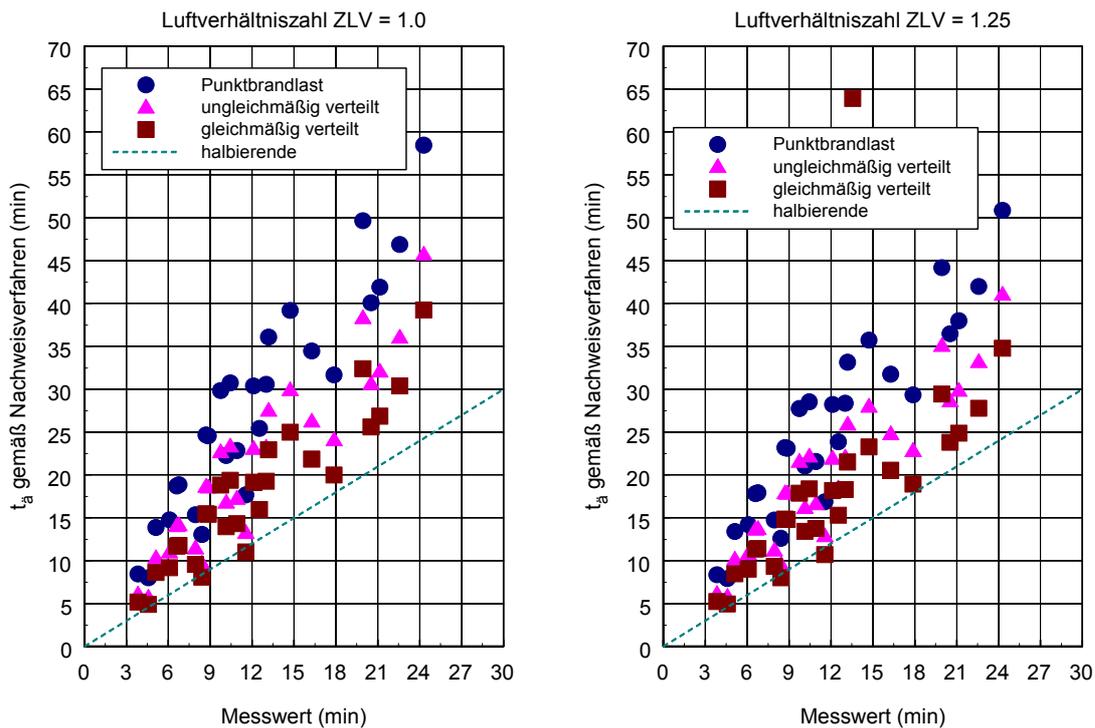


Bild 6.9 Gegenüberstellung der gemessenen äquivalenten Branddauer mit den aus dem vereinfachten Nachweisverfahren berechneten Werten

Im Bereich der kleineren Messwerte der äquivalenten Branddauern und damit der kleineren Brandlastdichten sind die Veränderungen kaum bemerkbar. Hier ist der Brand noch in der Entwicklung, wenn die Brandlast bereits aufgebraucht ist. Bei den größeren Brandlastdichten macht sich die geringere Abbrandrate und damit kleinere Energiefreisetzungsrates stärker bemerkbar. Der erhöhte Luftbedarf verringert bei gleichem Einmischungszustand in erheblichem Maße die Höhe der Energiefreisetzungsrates, was sich in deutlich geringeren äquivalenten Branddauern bemerkbar macht. Werden die mit dem vereinfachten Nachweisverfahren berechneten Werte allerdings insgesamt betrachtet, so ergibt sich eine Überschätzung der tatsächlichen Werte von teilweise 50 % (Punktbrandlast).

Hinweis zu einer großen Abweichung zwischen Messwert und Berechnung: Im rechten Diagramm von Bild 6.9 ergibt sich beispielsweise bei einem Datenpunkt einer gleichmäßig verteilten Brandlast (Symbol „Quadrat“) ein Verhältnis von Messwert $t_a = 12.5$ min zu Nachweisverfahren $t_a = 64$ min. Diese Abweichung resultiert daraus, dass als Grundwert für das Nachweisverfahren die anfangs vorhandene Brandlast eingesetzt wurde. Auf Grund des Aufbaus der Brandlast (Polyethylen-Granulat in Pappkartons) hat nach einer gewissen Zeitdauer nur ein geringer Abbrand stattgefunden, weil die über dem Polyethylen liegende Asche der Kartons den Sauerstoffzutritt verhindert hat. Anschließend wurde der Brandversuch abgebrochen und der

Messwert der äquivalenten Branddauer hatte einen sehr geringen Wert erreicht. Dies wurde bei den Werten, die mit dem Nachweisverfahren ermittelt wurden, nicht berücksichtigt.

6.4 Beurteilung der Abweichungen von den Messwerten

Wie für die Berechnungen in Abschnitt 3 (Grundlage für das vereinfachte Nachweisverfahren) wurde auch für die in diesem Abschnitt beschriebenen Berechnungen das Mehrraum-Mehrzonen-Modell FIGARO /3/ angewendet. Die Randbedingungen der Brandofen betreffend wurden aus dem Abschnitt 6.1 übernommen.

In einem ersten Schritt wurden die Brandlastmengen für die jeweiligen Versuche ermittelt und in Analogie zu den Berechnungen aus Abschnitt 3 „verbrannt“. Dies hatte zur Folge, dass die Menge pro Zeiteinheit in Brandprodukte umgesetzt wurde, die auf Grund der in der Plume eingemischten Luft und des Luftbedarfes der Brandlast stöchiometrisch möglich war. Die Brandlast war innerhalb kürzester Zeit aufgebraucht und es zeigte sich eine stark vom Messwert abweichende Erwärmung der Bauteile.

Ein Vergleich der berechneten Abbrandrate bzw. Energiefreisetzungsrate mit den Werten aus den entsprechenden Brandversuchen zeigte, dass die theoretischen maximalen Werte deutlich über den aus den Messungen abgeleiteten Werten lagen. Der Verbrennungsprozess war hier noch brandlastgesteuert. Deswegen wurden in einem zweiten Schritt die Abbrandraten gemeinsam mit den Energiefreisetzungsraten aus den Brandversuchen den Berechnungen zugrunde gelegt. Auf diese Weise kann eine veränderliche effektive Verbrennungswärme berücksichtigt werden. Weitere Versuchsergebnisse sind in /115/ dargestellt.

Die mit FIGARO berechneten äquivalenten Branddauern $t_{a,calc}$ wurden den gemessenen Werten in Bild 6.10 gegenübergestellt. Mit dem Mehrzonen-Modell lassen sich gute Berechnungsergebnisse erzielen. Das Maß, um das die gemessenen Werte von den berechneten Werten abweichen, ist deutlich geringer als bei einem Vergleich mit Werten aus dem vereinfachten Nachweisverfahren (Bild 6.9). Erklärung dafür ist, dass das Nachweisverfahren für den Vollbrand einer großen Brandlast ausgelegt ist, wobei der Brand immer durch die verfügbare Menge des in der Plume eingemischten Oxidationsmittels (hier Umgebungsluft) begrenzt wird. Der Brand ist daher ventilationsgesteuert.

6 Validierung des Nachweisverfahrens

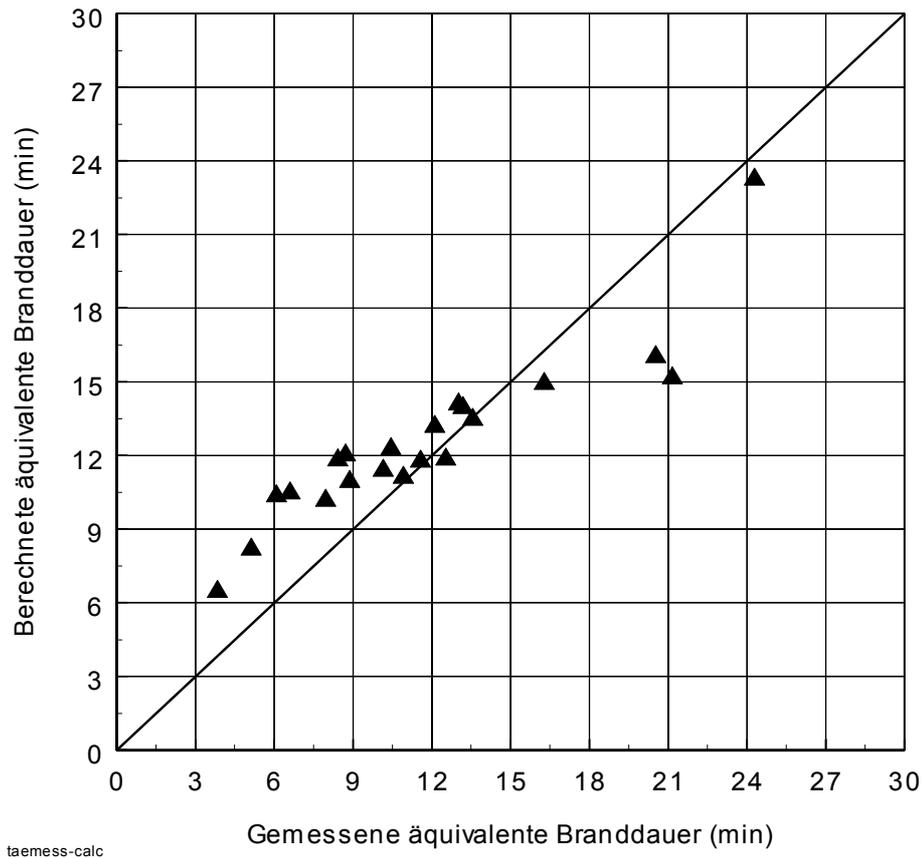


Bild 6.10 Vergleich der gemessenen äquivalenten Branddauer $t_{a,mess}$ und der mit FIGARO berechneten äquivalenten Branddauer $t_{a,calc}$

Die Schwierigkeit bei der Durchführung von Berechnungen besteht immer in der Wahl der Eingangsdaten (Brandverlauf), von denen das Brandszenarium respektive die zu Grunde gelegte Energiefreisetzungsrates den größten Einfluss auf das Berechnungsergebnis hat.

Die größeren Temperaturerhöhungen bei Einsatz des vereinfachten Nachweisverfahrens belegen, dass mit dem Verfahren in Standardsituationen Ergebnisse erzielt werden, die bei der brandschutztechnischen Auslegung von Bauteilen auf der sicheren Seite liegen. Soll die Auslegung auf der Basis individueller Anforderungen durchgeführt werden, so müssen die örtlichen Gegebenheiten bezüglich der Lage der Bauteile und möglicher Brandgefahren detailliert ausgewertet werden. Das hat den Vorteil, dass brandschutztechnische Maßnahmen objektbezogen und risikoorientiert durchgeführt werden können. Die Werkzeuge und die Vorgehensweise für einen solchen Ansatz wurden in Abschnitt 3.3 vorgestellt.

7 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Sollen Ausführungen von baulichen Anlagen mit Abweichungen von brandschutztechnischen Anforderungen auf der Grundlage der Landesbauordnungen oder Sonderbauordnungen der Länder vorgenommen werden, so können diese Abweichungen durch die Obersten Baubehörden gestattet werden, sofern Bedenken wegen des Brandschutzes nicht bestehen. Um diese Bedenken auszuräumen, können beispielsweise Forschungsergebnisse oder wissenschaftliche Nachweismethoden eingesetzt werden.

Als wissenschaftliche Nachweismethode für die Anforderungen an Baustoffe und Bauteile sowie an die Größe der Brandbekämpfungsabschnitte kann im Rahmen der Muster-Industriebaurichtlinie /1/ das Rechenverfahren nach DIN 18 230-1 /2/ verwendet werden, mit dem äquivalente Branddauern t_a von Bauteilen ermittelt werden können. Die Auswertung bereits vorhandener Ansätze zur vereinfachten Bauteilauslegung hat ergeben, dass eine Transformation der Brandwirkungen eines natürlichen Brandes auf die Brandwirkungen eines Norm-Brandes (z.B. nach DIN 4102-2) über die äquivalente Branddauer t_a möglich ist.

In der vorliegenden Arbeit wird ein neues Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen unter Anwendung der äquivalenten Branddauer entwickelt, das das Brandverhalten unterschiedlicher Brandlasten auf der Basis experimentell ermittelter Verbrennungseffektivitäten bewertet. Ausgehend von numerischen Berechnungen mit einem Mehrraum-Mehrzonenmodell wird ein vereinfachtes Nachweisverfahren erarbeitet, mit dem in Anlehnung an DIN 18230-1 eine äquivalente Branddauer t_a (eines Normbrandes nach DIN 4102-2) als Funktion der Brandlast, der Geometrie und der Ventilation in einfacher Weise ermittelt werden kann. In Verbindung mit einem entsprechenden Sicherheitskonzept kann mit diesem Nachweisverfahren die erforderliche Feuerwiderstandsdauer t_f für bauliche Anlagen von Kernkraftwerken oder kleine Sonderbauten angewendet werden.

Ausgangsgröße für das vorgelegte Ingenieurmodell zur Ermittlung der äquivalenten Branddauer t_a ist die flächenspezifische Brandlast q , die in Anlehnung an die rechnerische Brandbelastung q_R der DIN 18230-1 definiert und bestimmt wird. Das Abbrandverhalten unterschiedlicher Brandlasten wird durch die Verbrennungseffektivität χ , eine in Brandversuchen direkt messbare Größe, bewertet. Die Verbrennungseffektivität gibt den Anteil der bei der Verbrennung freigesetzten Wärmemenge an, der maximal bei 100% liegen kann. Die Verbrennungseffektivität ist für die meisten Brandlasten bei den in der Praxis vorkommenden Rand- und Lagerungsbedingungen noch nicht gemessen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Das vereinfachte Verfahren zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen wurde auf der Grundlage der mit einem Zonenmodell durchgeführten Berechnungen aufgestellt. Dazu wurden die einzelnen Phänomene und Einflussgrößen des Brandgeschehens systematisch mit Hilfe der durchgeführten Berechnungen analysiert. Ein großer Teil der maßgebenden Einflüsse konnte entweder verallgemeinerbar dargestellt oder zur sicheren Seite hin abgeschätzt werden.

Die grundsätzliche Vorgehensweise zur experimentellen Bestimmung der Verbrennungseffektivität χ stellt einen Schwerpunkt der Arbeit dar. Es wird dargelegt, wie mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie unter Berücksichtigung variierteter Ventilationsbedingungen die Verbrennungseffektivität experimentell ermittelt werden kann. Im Hinblick auf allgemeingültige Aussagen zur Vorgehensweise wurden zwei feste brennbare Stoffe - Holz und Polyethylen-Granulat - sowie zwei brennbare Flüssigkeiten - Hydrauliköl Mobil DTE Medium und Glykol - als Brandlasten gewählt.

Der Versuchsaufbau für diese experimentellen Arbeiten entspricht dem Room-Corner-Test (RCT) nach ISO 9705, mit dem international das Brandverhalten von Bekleidungsmaterialien und die Gefahr eines Feuerübersprunges in Räumen im mittleren Maßstab beurteilt werden. Unter Variation der Ventilationsöffnung kann dem hier entwickelten Versuchskonzept gemäß auch das Maximum der effektiven Verbrennungswärme bei ventilationsgesteuerten Bränden bestimmt werden. Durch Bezug der effektiven Verbrennungswärme $H_{u,eff}$ auf den genormten unteren Heizwert H_u des betreffenden Stoffes lässt sich dessen Verbrennungseffektivität χ berechnen.

Alternativ wird dargestellt, wie die Verbrennungseffektivität χ im kleineren Maßstab mit einem modifizierten Cone-Kalorimeter bestimmt wird. Auch diese Apparatur (in Anlehnung an ISO 5660) arbeitet nach dem Prinzip der Sauerstoffkalorimetrie. Durch die Versuche wurde nachgewiesen, dass sich aus beiden Versuchsapparaturen vergleichbare Werte ermitteln lassen, wenn die Ventilationsbedingungen, ausgedrückt durch das Zuluftverhältnis ZLV, in beiden Versuchsapparaturen vergleichbar sind. Zudem hat der Einsatz des modifizierten Cone-Kalorimeters zwei wesentliche Vorteile: Zum einen können stark unterventilierte Zustände zuverlässig untersucht werden. Zum anderen sind die Versuchskosten gegenüber der großmaßstäblichen Versuchsanordnung im Room-Corner-Test deutlich geringer, was die notwendige Durchführung von Reihenuntersuchungen zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität für die Vielzahl der praxisrelevanten Brandlasten ermöglicht.

Abschließend wurde ein Vergleich von mit dem Nachweisverfahren berechneten äquivalenten Branddauern mit Messwerten aus Brandversuchen durchgeführt. Die Brandversuche wurden in einer Brandkammer mit einer Grundfläche von $3.6 \times 3.6 \text{ m}^2$

und einer Höhe von $H = 5.6$ m durchgeführt. Als Brandlasten wurden Holzkrippen, Poolbrände mit Glykol und Regalanordnungen von Verpackungsmaterial mit und ohne Füllung brennbarer Stoffe eingesetzt. Die Messwerte der hier vorgestellten Brandversuche und die mit dem Ingenieurmodell ermittelten äquivalenten Branddauern ergaben eine relativ gute Übereinstimmung, wenn dabei die Brandlast als „gleichmäßig verteilte Brandlast“ betrachtet wird. Die berechneten Werte für die äquivalenten Branddauern lagen weitgehend bei allen Versuchsanordnungen oberhalb der Messwerte. Eine bessere Übereinstimmung zeigte sich, als die äquivalenten Branddauern direkt mit dem Zonenmodell auf der Grundlage der bei den Brandversuchen gemessenen Energiefreisetzungsraten berechnet wurden.

Als Ergänzung zu dem vereinfachten Nachweisverfahren wird in der vorliegenden Arbeit eine Abschätzung der thermischen Belastung einzelner Bauteile im Nahbereich oberhalb der Brandquelle dargelegt. Dazu muss auf die vorgestellten Plume-Ansätze und Berechnungen mit Zonenmodellen zurückgegriffen werden. Gegenüber dem vereinfachten Nachweisverfahren ist zwar ein erhöhter Aufwand hinsichtlich der Berechnung (Brandszenarien, Modellierung, Auswertung) notwendig, es ergeben sich dadurch aber auch tiefer ins Detail gehende Ergebnisse, die für individuelle brandschutztechnische Konzepte entscheidend sein können.

Die in dieser Arbeit vorgenommenen Berechnungen basieren auf den Eingabeparametern existierender Kernkraftwerke in Deutschland. Eine allgemeine Anwendung beispielsweise auch auf Industriehallen ist durch Vergleichsberechnungen zu überprüfen. Die Bereitstellung der Daten für die Verbrennungseffektivität unterschiedlicher Brandlasten kann bereits anhand der hier beschriebenen Versuchsanordnung erfolgen.

Durch eine weitere Erhebung und Auswertung von Daten über die Zuverlässigkeit von Anlagen zur automatischen Branddetektion und Brandbekämpfung lassen sich probabilistische Sicherheitskonzepte erstellen, mit denen die erforderliche Feuerwiderstandsdauer unterschiedlichster Applikationen aus der physikalischen Größe der äquivalenten Branddauer berechnet werden kann. Das vereinfachte Nachweisverfahren wurde inzwischen in den Anhang der KTA 2101.2 /124/ aufgenommen.

LITERATUR

- /1/ Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau (Muster-Industriebaurichtlinie – M IndBauRL). Fassung 03/2000, Projektgruppe „Brandschutz im Industriebau“ der Fachkommission „Bauaufsicht“ der ARGEBAU
- /2/ DIN 18230-1: *Baulicher Brandschutz im Industriebau; Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer*. Ausgabe 5/1998
- /3/ Heins, T.:
Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Heft 92, 1991
- /4/ Design Guide: Structural Fire Safety – CIB W 14 Workshop Report. Fire Safety Journal 10 (1986), No. 2, 75-138
- /5/ Schneider, U.:
Festlegung von Brandszenarien für den Entwurf von Gebäuden und für die Risikobetrachtung. VdS-Fachtagung „Ingenieurmäßige Verfahren im Brandschutz“ am 25. und 26. April 1995 in Köln, VdS 2440
- /6/ Untersuchungsbericht 3325/1011-GB vom 21.01.2002 der MPA Braunschweig
- /7/ Schneider, U.:
Über die Umrechnung von natürlichen Bränden auf die Beanspruchung nach DIN 4102. Zentralblatt für Industriebau, 19. Jahrg. (1973), Heft 1, S. 24-29
- /8/ Schneider, U.:
Bewertung des unterschiedlichen Brandverhaltens von Stoffen bei natürlichen Bränden. Zentralblatt für Industriebau, 18. Jahrg. (1972), Heft 6, S. 230-236
- /9/ Hagen, E.:
Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Heft 93, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, ISBN 3-89288-072-7, 1992
- /10/ Hosser, D.; Schneider, U.:
Vergleichende Sicherheitsbetrachtung zur brandschutztechnischen Bemessung unterschiedlicher Bauteile nach dem tä-Verfahren (DIN 18 230). Abschlussbericht im Auftrag des Institutes für Bautechnik, Berlin, Az.: IV 1-5-459/86, IRB-Verlag, 1988
- /11/ Klingelhöfer, H.G.:
Entwicklung eines Prüfverfahrens zur Bewertung von Brandlasten in Industriebauten. Forschungsauftrag des IM NRW VB1-Nr. 5, MPA-Dortmund-Aplerbeck, 1977

- /12/ Hass, R.:
Zur praxismgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Diss. TU Braunschweig, 1986, Heft 69 der Schriftenreihe des iBMB
- /13/ Ingberg, S.H.:
Tests of the Severity of Buildings in Fires. Quarterly Journal of The National Fire Protection Association, 22 (1928), 43 – 61
- /14/ Pettersson, O.; Magnuson, S.E.; Thor, J.:
Fire Engineering Design of Structures. Swedish Institute of Steel Construction, Publication 50, 1976
- /15/ National Fire Protection Association: NFPA Handbook, 18th Edition, NFPA, Quincy, MA, 1997
- /16/ Law, M.:
A Relationship between Fire Grading and Building Design and Contents. Fire Research Note No. 877, 1971.
- /17/ Thomas, P.H.; Heselden, A.J.M.:
CIB International Co-operative programme on fully-developed fires in single compartments. Comprehensive analysis of results. Joint Fire Research Organisation Internal Note No. 374, 1970, zitiert in /16/.
- /18/ Butcher, E.G; Chitty, T.B.; Ashton, L.A.:
The Temperature attained by Steel in Building Fires. Fire Research Station Technical Paper No. 15, HMSO, London, 1966, zitiert in /43/.
- /19/ Latham, D.J.; Kirby, B.R.; Thomson, G.:
The Temperatures Attained by Unprotected Structural Steelwork in Experimental Natural Fires. Fire Safety Journal 12 (1987), 139 – 152
- /20/ Schneider, U.; Max, U.:
Rauch- und Wärmeabzug im Industriebau. Brandschutz bei Sonderbauten. Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) ISSN 1439-3875, TU Braunschweig, Heft 147, Braunschweig 2000
- /21/ DIN V ENV 1991-2-2: 1997-05. Eurocode 1 Teil 2-2: Einwirkungen auf Tragwerke – Einwirkungen im Brandfall, Anhang B,E
- /22/ Twilt, L.; Cajot, L.G.; Joyeux, D.; van Oerle, N.J.:
Fire Characteristics for Use in a Natural Fire Safety Concept of Building Structures. Annex 3 of Technical Report No. 7 of Natural Fire Safety Concept, Semestrial Report for the period 1.7.97-31.12.97
- /23/ Schneider, U.; Lebeda, C.:
Baulicher Brandschutz. Aus der Reihe: Brand- und Explosionsschutz; Bd. 4. Kohlhammerverlag Stuttgart, Berlin, Köln, 2000

Literatur

- /24/ Cerbe, G.; Hoffmann, H.-J.:
Einführung in die Wärmelehre. 8. durchgesehene Auflage, Carl Hanser Verlag München, Wien, 1987
- /25/ Warnatz, J; Maas, U.:
Technische Verbrennung. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1993
- /26/ Tewarson, A.:
Generation of heat and chemical compounds in fires. In: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 2nd impression April 1990, Veröffentlicht von National Fire Protection Association, Quincy, MA 02269
- /27/ Tewarson: A.:
in *Flame Retardant Polymeric Materials*, Plenum Press, New York, 1982, zitiert in /26/.
- /28/ Terwarson, A.:
Prediction of Fire Properties of Materials. U.S. Department of Commerce Report NIST-86-521, 1986, zitiert in /26/.
- /29/ Hamins, A.; Konishi, K.; Borthwick, P.; Kashiwagi, T.:
Global Properties of Gaseous Pool Fires. 26. International Symposium on Combustion, The Combustion Institute, 1996, 1429-1436
- /30/ Kawagoe, K.:
Fire behavior in rooms. Report No. 27, Building Research Institute, Tokyo, 1958
- /31/ Babrauskas, V.:
Fire endurance in buildings. Fire Research Group, University of California, Berkeley, Report no UCB FRG 76-16, 1976, zitiert in /108/.
- /32/ Rockett, J.A.:
Fire induced gas flow in an enclosure. Combustion Science and Technology, Vol. 12 (1976), 165-175
- /33/ Babrauskas, V.:
Free burning fires. Fire Safety Journal, 11 (1986) 33-51
- /34/ Wiese, J.:
Design Fires – Eine Grundlage für Brandsimulationen. VdS-Fachtagung „Ingeniermäßige Verfahren im Brandschutz (3)“ am 17. und 18.4. 1996 in Köln
- /35/ Wiese, J.; Reichelt, P.:
Erstellen von Gesamtbrandschutzkonzepten und deren Bewertung unter Verwendung von ingenieurgemäßen Brandsicherheitsnachweisen. VdS-Fachtagung „Ingeniermäßige Verfahren im Brandschutz (5)“ am 28. April 1998 in Köln

- /36/ Schneider, U.; Lebeda, C.:
Bewertung des Abbrandverhaltens von Stoffen und Lagergütern. vfdB 3/98, 100-113
- /37/ NFPA 92B:
Guide for Smoke Management Systems in Malls, Atria, and Large Areas. NFPA, Quincy, MA, 1995
- /38/ Alpert, R.L.:
Ceiling Jet Flows. In: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd Edition, Veröffentlicht von National Fire Protection Association, Quincy, MA 02269, 2002
- /39/ Przybyla, L.; Gandhi, P.:
Flammable Liquids in Plastic Containers. Fire Journal May/June 1990, 38-43
- /40/ ISO/CD 13388 - *Fire safety engineering; Design Fire Scenarios and Design Fires*, Draft February 1997
- /41/ *Fire Engineering Guidelines*. Fire Code Reform Centre Limited, Sydney NSW 2000, Australia
- /42/ Hosser, D., Dobbernack, R., Siegfried, W.:
Rauchabzug in ausgedehnten Räumen ohne und mit Sprinkleranlage – am Beispiel des Industriebaus. vfdB 4/97, S. 1 – 6
- /43/ Drysdale, D.:
An Introduction to Fire Dynamics. John Wiley and Sons, 1986
- /44/ Mitler, H.E.; Steckler, K.D.:
SPREAD – A Model of Flame Spread on Vertical Surfaces. National Institute of Standards and Technology, NISTIR 5619, 1995
- /45/ North, G.; Karlsson, B.; Gojkovic, D.; van Hees, P.:
Simple Analytical and Numerical Techniques for Modelling Flame Spread on Solids. Department of Fire Safety Engineering, Lund University, Report 7014, 2001
- /46/ National Fire Protection Association: NFPA Handbook, 17th Edition, NFPA, Quincy, MA, 1991, Tabelle A-1, Anhang A
- /47/ Schneider, U.; Max, U.; Halfkann, K.:
Zusammenstellung von Brandlasten und Brandschutzdaten für rechnerische Untersuchungen. Beuth-Kommentare, Baulicher Brandschutz im Industriebau, S. 179-219, Beuth-Verlag, Berlin Wien Zürich, 1996
- /48/ HDR-Sicherheitsprogramm: *Kabelbrand in einer Mehrraumordnung im Containment*. PHDR-Arbeitsbericht Nr. 40.092/1992, Techn. Fachbericht PHDR 107-93, 1993

- /49/ Dobbernack, R., Wesche, J.:
Experimentelle Grundlagenuntersuchungen zur Optimierung von Brandschutzmaßnahmen und Qualitätskontrollen in Kernkraftwerken. In: GRS-Abschlußbericht zum BMI-Vorhaben SR 144/1, Fachband 2, 1986
- /50/ Will, J., Hosser, D.:
Brandversuche an Kabeltrassen. Braunschweiger Brandschutz-Tage '95. Schriftenreihe des Institutes für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Heft 115, Braunschweig 1995
- /51/ Qualifizierung der dämmschichtbildenden Beschichtung „KS 1“ bezüglich der Verminderung des Brandrisikos auf Kabelanlagen mit PVC-Kabeln. Untersuchungsbericht Nr. U 95 055, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Januar 1995
- /52/ Qualifizierung der dämmschichtbildenden Beschichtung „Beckonit A“ bezüglich der Verminderung des Brandrisikos auf Kabelanlagen mit PVC-Kabeln. Untersuchungsbericht Nr. U 95 056, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, Januar 1995
- /53/ Kabelbrandversuche an unbeschichteten und mit DSB geschützte Kabelanlagen. Untersuchungsbericht Nr. U 95 067, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig, 8. Mai 1995
- /54/ Hirschler, U. U.:
Heat Release from Plastic Materials. Heat Release in Fires, ed. Babrauskas, V., Grayson, S., J.. Elsevier Science Publishers, 1992
- /55/ Gandhi, P., Przybyla, L., Grayson, S., J.:
Electric Cables Applications. Heat Release in Fires, , ed. Babrauskas, V., Grayson, S., J.. Elsevier Science Publishers, 1992
- /56/ Max, U.:
Zur Berechnung der Ausbreitung von Feuer und Rauch in komplexen Gebäuden. PHDR-Arbeitsbericht Nr. 5.157/91, März 1991. Zugl.: Dissertation, Gesamthochschule Kassel, 1990
- /57/ Chavez, J. U.:
An Experimental Investigation of Internally Ignited Fires in Nuclear Power Plant Control Cabinets, NUREG/CR-4527, SAND 86 - 0336, 1987
- /58/ HDR-Sicherheitsprogramm, Teilprojekt 4: *Brandversuche am HDR, Großer Ölbrand, Versuche E41.1-4.* PHDR-Arbeitsbericht Nr. 40.007/89, Dezember 1989
- /59/ Bouhafid, A.; Vantelon, J.P.; Souil, J.M.; Bosseboeuf, G.; Rongere, F.X.: *Characterisation of Thermal Radiation from Freely Burning Oil Pool Fires.* Fire Safety Journal 15 (1989), 367-390

- /60/ Hosser, D., Dobbernack, R., Heins, T.:
Weiterentwicklung eines vereinfachten Nachweisverfahrens für die Bauteilauslegung im Rahmen der Erarbeitung der Regel KTA 2101.2. Bericht im Unterauftrag der GRS zum BMU-Vorhaben SR 463 A1.2, Braunschweig, August 1990
- /61/ Heskestad, G.:
Engineering Equations for Fire Plumes. Fire Safety Journal, Vol 7, No 1, pp 25-32, 1984
- /62/ McCaffrey:
Momentum Implications for Buoyant Diffusion Flames. Combustion and Flame, Vol 52, 149-167, 1983
- /63/ Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit:
Referenzhandbuch für MRFC (Multi Room Fire Code), Version 2.7. Bruchsal/Wien, Dezember 2000.
- /64/ Peacock, R. D., Forney, G. P., Reneke, P., Portier, R., Jones, W. W.:
CFAST, the Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport: Building and Fire Research Laboratory, National Institute of Standards and Technology, NIST Technical Note 1299, Gaithersburg, February 1993
- /65/ CHAM Development Team: The PHOENICS Reference Manual; CHAM TR200. CHAM, Bakery House, London SW19 5AU, UK
- /66/ Schneider, V.:
Brandsimulation mit dem Feldmodell KOBRA. Tagungsband „Simulation von Bränden“ am 14./15. September 1993, Bad Neuenahr. Hg. VDI Technologiezentrum Physikalische Technologien, Düsseldorf, 1993
- /67/ Zukoski, E.E.; Kubota, T.; Cetegen, B.:
Entrainment in Fire Plumes. Fire Safety Journal Vol. 3 (1981), 107 – 121
- /68/ Thomas, P.H.; Hinkley, P.L.; Theobald, C.R.:
Investigation into the Flow of Hot Gases in Roof Venting. Fire Research Technical Paper No. 7, HMSO London, 1963
- /69/ Davis, W.D.; Notarianni, K.A.; Tapper, P.Z.:
An Algorithm for Calculating the Plume Centerline Temperature and Ceiling Jet Temperature in the Presence of a Hot Upper Layer. National Institute of Standards and Technology, NISTIR 6178, 1998
- /70/ Heskestad, G.; Delichatsios, M. A.:
The Initial Convective Flow in Fire: 17th International Symposium on Combustion, Combustion Institute, Pittsburgh, 1978, pp.1113-1123.
- /71/ Dobbernack, R.; Hosser, D.; Paliga, K.; Blume, G.; Will, J.:
Experimentelle Grundlagen für die brandschutztechnische Auslegung von Gebäuden gegen Naturbrandbeanspruchung. Erschienen in: Forschungsarbeiten

1995 – 1999. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft 144, S. 265-266, 1999. ISBN 3-89288-123-5

- /72/ Becker, J.; Bizri, H.; Bresler, B.:
FIRES-T – A Computer Program for the Fire Response of Structures – Thermal. Report No. UCB FRG 74-1, University of California, Berkely, 1974
- /73/ Wickström, U.:
TASEF-2 – A Computer Program for Temperature Analysis of Structures Exposed to Fires. Report No. 79-2, Department of Structural Mechanics, Lund Institute of Technology, Lund, 1979
- /74/ Wickström, U.:
A very simple Method for Estimating Temperature in Fire Exposed Concrete Structures. Peprint from „New Technology to Reduce Fire Losses and Costs, SP REPORT 1986:48, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1986
- /75/ Wickström, U.:
Natural Fires for Design of Steel and Concrete Structures – A Swedish Approach. Reprint from the proceedings of the International symposium on fire engineering for building structures and safety, Melbourne, 1989, SP REPORT 1990:04, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1990
- /76/ D. Hosser, R. Dobbernack, G. Blume, J. Will, H.-J. Wolff, V. Kruse
NFSC 2 tests at iBMB.
- /77/ Janssens, M.; Tran, H.C.:
Data Reduction of Room Tests for Zone Model Validation. Journal of Fire Sciences (10), November/December 1992, 528-555
- /78/ Hosser, D., Siegfried, W.:
Vergleich von Simulationsmodellen für die brandschutztechnischen Fragestellungen. 5. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft 103, 1993. ISBN 3-89288-079-4
- /79/ Hosser, D.:
Vergleich der Aussagefähigkeit von experimentellen und rechnerischen Untersuchungen. VdS-Fachtagung „Ingenieurmäßige Verfahren im Brandschutz“, 25. und 26. April 1995 in Köln, VdS 2440
- /80/ Blume, G.:
Rauch- und Heißgasbewegungen in unterirdischen Verkehrsanlagen. Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft 109, 1994. ISBN 3-89288-088-3
- /81/ Babrauskas, V.:
COMP2 – A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures. National Bureau of Standards, Technical Note 991, 1979

- /82/ Dobbernack, R.:
Untersuchung des instationären Wärmeübergangs an parallelen Rohrbündeln nach der Monte-Carlo-Methode. Dissertation, TU Braunschweig, 1979
- /83/ Dobbernack, R.; Schneider, U.:
Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter der Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil III). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, Heft 59, Braunschweig, 1983
- /84/ Hosser, D.:
Rechnerische Nachweise für Brandschutzmaßnahmen. Bericht im Unterauftrag der GRS zur Erarbeitung von Regelvorschlägen zu offenen Themen bei der KTA Regel 2101. Braunschweig August 1987
- /85/ Hosser, D.; Blume, G.; Siegfried, W.; Will, J.:
Untersuchungen zur Regelfähigkeit von brandschutztechnischen Nachweisen im Rahmen von KTA 2101.2. Schriftenreihe Reaktorsicherheit und Strahlenschutz des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit BMU-1996-467, ISSN 0724-3316, 1996
- /86/ Kordina, K.; Ehm, H.; Postel v., R.:
Experimentelle Untersuchungen über Erwärmungsvorgänge an balkenartigen Stahlbetonbauteilen unter Brandbeanspruchung. Bericht in: *Erwärmungsvorgänge an balkenartigen Stahlbetonbauteilen unter Brandbeanspruchung*. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 230, Verlag W. Ernst & Sohn, Berlin, 1975, S.1-42
- /87/ Walter, R.:
Brandversuche an Stahlbetonstützen ohne Längsdehnungsbehinderung. Bericht aus dem Sonderforschungsbereich 148 „Brandverhalten von Bauteilen“ der Technischen Universität Braunschweig. Institutsinterner Arbeitsbericht, Braunschweig, 1977
- /88/ Siemens AG, Erlangen:
Häufigkeitsverteilungen der Brandlasten in zwei älteren Anlagen
- /89/ RWE Energie AG, Essen:
Randbedingungen für Brandausbreitungsrechnungen
- /90/ Wagner, W.:
Wärmeübertragung. 2., überarbeitete Auflage. Vogel Buchverlag Würzburg. 1988. S. 191
- /91/ DIN V18230 - *Baulicher Brandschutz im Industriebau; Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer*. Vornorm September 1987
- /92/ Hosser, D; Dobbernack, R.
Überprüfung der Annahmen zum Rauch- und Wärmeabzug in DIN V 18230 und DIN 18232. Vfdb 2/92, 71-78

- /93/ Natural Fire Safety Concept – Technical Report No 6, Semestrial Report. Period from 01.01.97 to 30.06.97. Service Recherches et Promotion, Technique Structures (RPS), ARBED-Recherches, 66, rue de Luxembourg, L-4002 Esch/Alzette, July 1997, 128-132
- /94/ Babrauskas, V.; Krasny, J.:
Fire Behavior of Upholstered Furniture. NBS Monograph 173, S. 42, National Bureau of Standards, USA, MD 20899, 1985
- /95/ Huggett, C.:
Estimation of Rate of Heat Release by Oxygen Consumption Measurements. Fire and Materials, 4, 61-65 (1980)
- /96/ ISO 9705 *Fire Tests - Full-Scale Room Test for Surface Products*, 1993
- /97/ McCaffrey, B.J.; Heskestad, G.:
A Robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application. Combustion and Flame 26 (1976), 125-127
- /98/ ISO 5660 Fire tests – Reaction to fire; part 1: *Rate of heat release from building products (Cone Calorimeter Method)*., 1999
- /99/ SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, First Edition, Second Impression 1990 Editor-In-Chief: DiNunno, Massachusetts, U.S.A, 1988, ISBN 0-87765-353-4, (Beiträge von Tewarson, Bryan und Mulholland)
- /100/ Nowlen, S.P.:
Quantitative Data on the Fire Behavior of Combustible Materials Found in Nuclear Power Plants: A Literature Review. Sandia National Laboratories, New Mexico, USA (1987), NUREG/CR—4679, SAND86—0311
- /101/ Hosser, D.; Will, J.; Siegfried, W.:
Untersuchungen zum Brandverhalten von Kabelanlagen und zur Schutzfunktion von dämmschichtbildenden Anstrichen auf Kabeln. Untersuchung im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit BMU, AZ: SR 2207-81030-UA - 1323
- /102/ Pitts, W.M.:
Global Equivalence Ratio Concept and the Prediction of Carbon Monoxide Formation in Enclosure Fires. NIST Monograph 179; Juni 1994
- /103/ Leonard, S.; Mulholland, G.W.; Puri, R.; Santoro, R.J.:
Generation of CO and Smoke During Underventilated Combustion. Combustion and Flame 98 (1994), 20-34
- /104/ Nakaya, I.:
Prediction Model of CO, CO₂ and O₂ Concentrations in Compartment Fires Using Wood Fuel. Fire and Materials 11 (1987), 173-178

- /105/ Hietaniemi, J.; Kallonen, R.; Mikkola, E.:
Burning Characteristics of Selected Substances: Production of Heat, Smoke and Chemical Species. Fire and Materials 23 (1999), 171-185
- /106/ Urlaub, A.:
Verbrennungsmotoren – Band 1 Grundlagen. ISBN 3-540-18318-3, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1987
- /107/ Sundström, B.; Wickström, U.:
Fire: Full Scale Tests – Calibration of Test Room – Part 1. SP REPORT 1981:48, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1981
- /108/ Lönnermark, A.; Babrauskas, V.:
TOXFIRE – Fire Characteristics and Smoke Gas Analyses in Under-ventilated Large-scale Combustion Experiments. SP REPORT 1996:49, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1996
- /109/ Peatross, M.J.; Beyler, C.L.:
Ventilation Effects on Compartment Fire Characterization. Fire Safety Science – Proceedings of the Fifth International Symposium, 403-414
- /110/ Schneider, U.; Lebeda, C.:
Bewertung des Abbrandverhaltens von Stoffen und Waren. VdS-Fachtagung „Ingenieurmäßige Verfahren im Brandschutz (5)“, am 28. April 1998 in Köln
- /111/ Fu, Z.; Hadjisophocleous, G.:
A two-zone fire growth and smoke movement model for multi-compartment buildings. Fire Safety Journal 34 (2000), 257-285
- /112/ Richter, H.:
Brandsimulation durch Mikroverbrennung. Dissertation an der TU Braunschweig, 1999, elektronische Veröffentlichung 199905227a.pdf
- /113/ Babrauskas, V.:
Effective Measurement Techniques for Heat, Smoke and Toxic Fire Gases. Fire Safety Journal 17 (1991), 13-26
- /114/ Babrauskas, V.:
The Generation of CO in Bench-scale Fire Tests and the Prediction for Real-scale Fires. Fire and Materials 19 (1995), 205-213
- /115/ Hosser, D.; Blume, G.; Will, J.:
Brandschutz in Chemikalienlagern – Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Optimierung von Nachweismethoden und Schutzkonzepten für Brandstörfälle in Chemikalienlagern. Förderkennzeichen 01 RG 9503/1, BMBF, Heft 151, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, ISBN 3-89288-130-8, 2000
- /116/ Spearpoint, M. J.; Mowrer, F. W.; McGrattan, K. B.:
Simulation of a Compartment Flashover Fire Using Hand Calculations, Zone

Models and a Field Model. International Conference on Fire Research and Engineering (ICFRE3), Third (3rd). Proceedings. Society of Fire Protection Engineers (SFPE), National Institute of Standards and Technology (NIST) and International Association of Fire Safety Science (IAFSS). October 4-8, 1999, Chicago, IL, Society of Fire Protection Engineers, Boston, MA, 3-14 pp, 1999

- /117/ Schneider, U., Hosser, D., Max, U.:
Nachweisverfahren für den Brandschutz in Kernkraftwerken. Abschlußbericht im Auftrag des Instituts für Bautechnik, Kassel, Oktober 1986
- /118/ E DIN 18230-1: *Baulicher Brandschutz in Industriebauten; Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer*. Entwurf März 1996
- /119/ Gesellschaft für Reaktorsicherheit: *Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B*. Köln, Verlag TÜV Rheinland, 1990
- /120/ Gesellschaft für Reaktorsicherheit: Entwicklung und Verifizierung von Modellen zur Zuverlässigkeitsbewertung von Sicherheitseinrichtungen. *Ermittlung der Zuverlässigkeit von Brandschutzeinrichtungen*. Berichtsentwurf im Auftrag des BMFT, Köln, Oktober 1990
- /121/ VDI-Wärmeatlas; Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. Seite EC1 ff. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1988
- /122/ Hosser, D.; Siegfried, W.:
Das Abbrandverhalten von Stoffen in realistischen Brandversuchen. Weiterbildungsseminar Brandschutz im Industriebau, Schriftenreihe der Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft 96, 1992. ISBN 3-89288-070-0
- /123/ Müller, R.; Brettschneider, W.:
Theorie der Luftstrahltriebwerke. Zweite, ergänzte und überarbeitete Ausgabe, Militärverlag der DDR, Berlin, 1986
- /124/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA):
Brandschutz in Kernkraftwerken, Teil 2: *Brandschutz an baulichen Anlagen (KTA 2101.2)*, Regelentwurf, Fassung 1999

Anhang A

Versuche im Room-Corner-Test

A VERSUCHE IM ROOM-CORNER-TEST

Tabelle A.1 Durchgeführte Versuche mit untersuchten Ventilationsöffnungen

Seite	Vers.-Nr.:		Öffnungsindex
A-4	12	35 kg Holzkrippe, Vent. 2.0m x 0.04m	6
A-5	10	35 kg Holzkrippe, Vent. 2.0m x 0.1m	5
A-6	9	35 kg Holzkrippe, Vent. 2.0m x 0.2m	4
A-7	8	35 kg Holzkrippe, Vent. 2.0m x 0.8m	1
A-8	7	50 kg Holzkrippe, Vent. 2.0m x 0.8m	1
A-9	25	22.5 kg Glykol (Pool 1.00m ²), Vent. 2.0m x 0.04m	6
A-10	20	22.5 kg Glykol (Pool 1.00m ²), Vent. 2.0m x 0.1m	5
A-11	19	22.5 kg Glykol (Pool 1.00m ²), Vent. 2.0m x 0.2m	4
A-12	18	22.5 kg Glykol (Pool 1.00m ²), Vent. 2.0m x 0.4m	3
A-13	16	25 kg Polyethylen-Granulat (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.2m	4
A-14	15	25 kg Polyethylen-Granulat (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.4m	3
A-15	17	25 kg Polyethylen-Granulat (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.8m	1
A-16	21	17 kg Mobil DTE Medium (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.2m	4
A-17	22	17 kg Mobil DTE Medium (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.4m	3
A-18	23	17 kg Mobil DTE Medium (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.8m	1
A-19	14	22.5 kg Glykol (Pool 0.50m ²), Vent. 2.0m x 0.4m	3
A-20	24	45.0 kg Glykol (Pool 1.00m ²), Vent. 2.0m x 0.2m	4
A-21	—	Brandversuche mit Holzkrippen (35 kg)	—
A-22	—	Brandversuche mit Polyethylen-Granulat	—
A-23	—	Brandversuche mit Hydrauliköl Mobil DTE Medium	—
A-24	—	Brandversuche mit Glykol	—

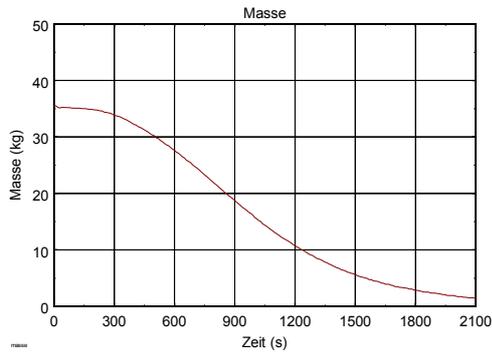
Tabelle A.2 Größe der untersuchten Ventilationsöffnungen

Öffnungsindex	Breite (m)	Höhe (m)	Fläche (m ²)
1	0.8	2.0	1.6
2	0.6	2.0	1.2
3	0.4	2.0	0.8
4	0.2	2.0	0.4
5	0.1	2.0	0.2
6	0.04	2.0	0.08
7	0.1	0.5	0.05
8	unten: 0.56 oben: 0.60	0.7 0.7	0.812
9	unten: 0.56 oben: 0.60	0.3 0.3	0.34

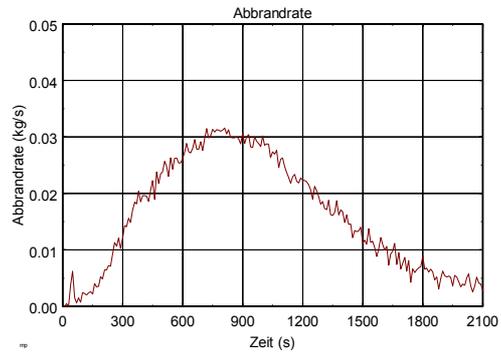
A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.12 VOM 28.02.1997

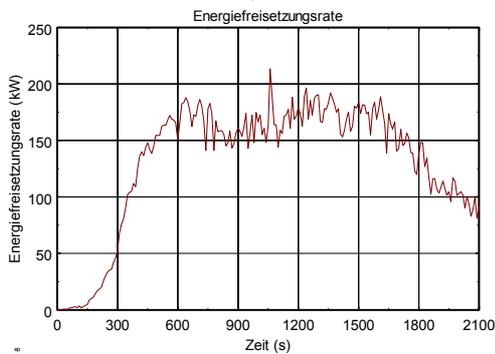
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



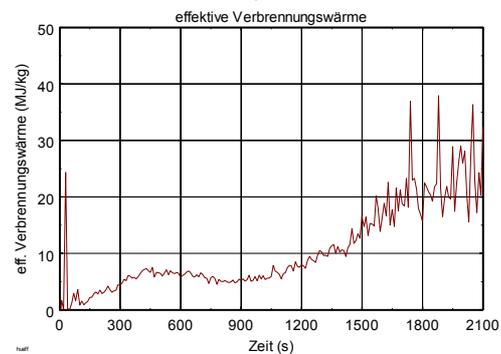
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



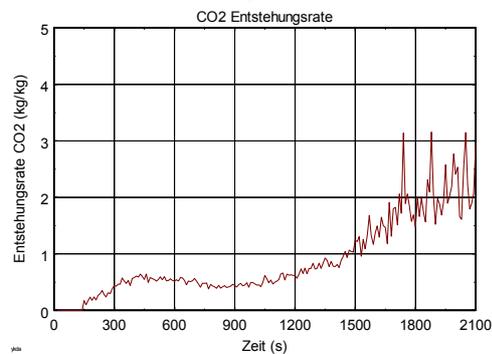
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



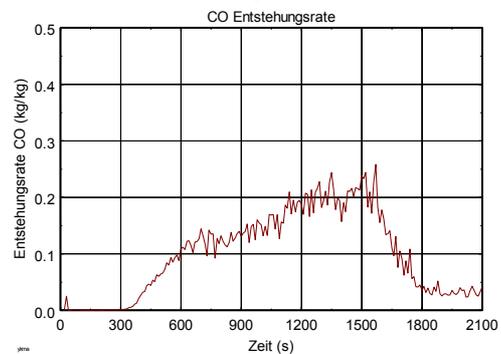
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



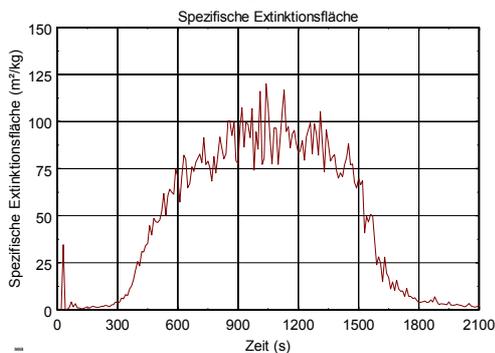
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



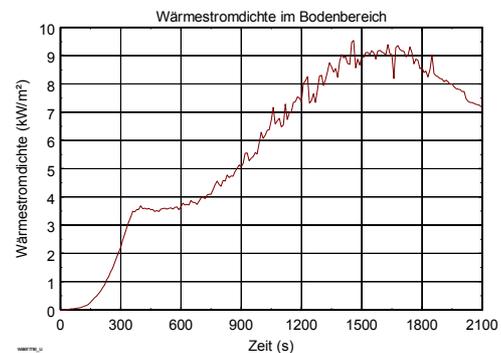
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



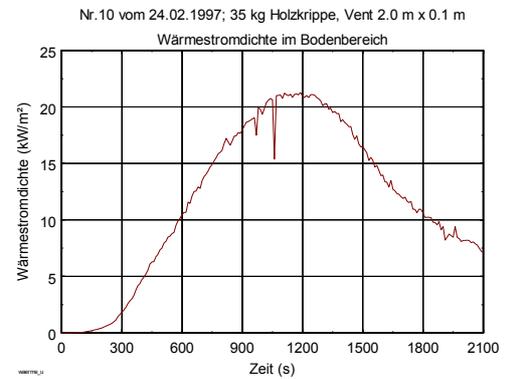
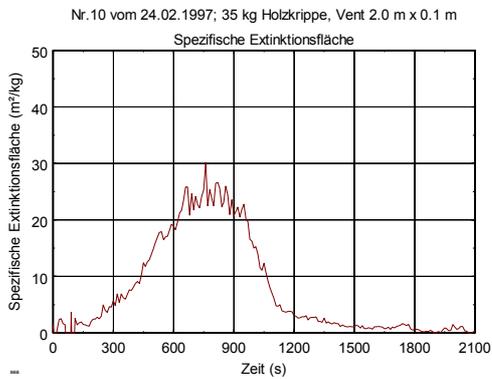
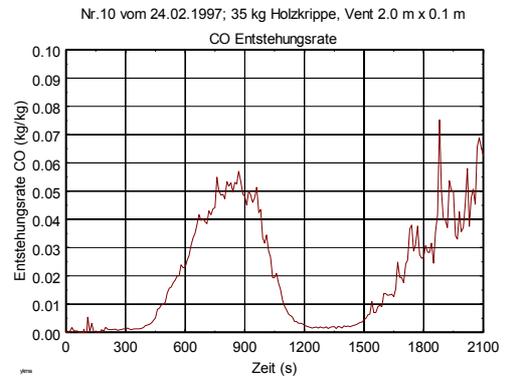
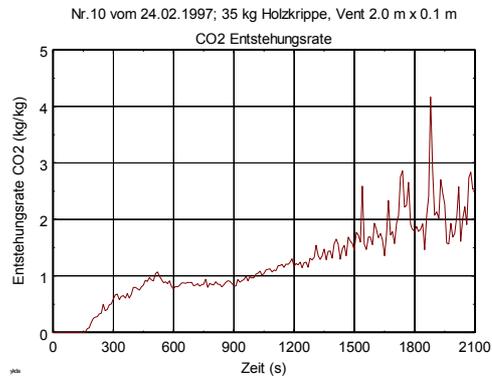
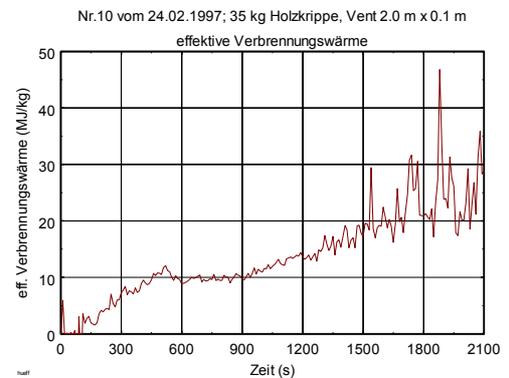
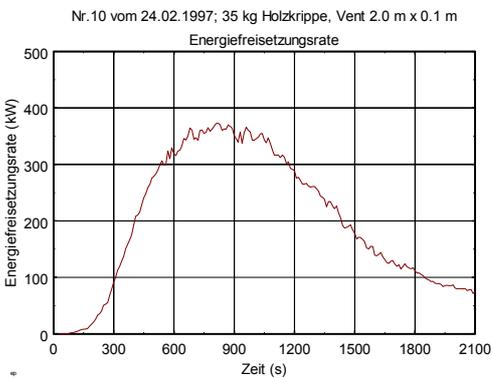
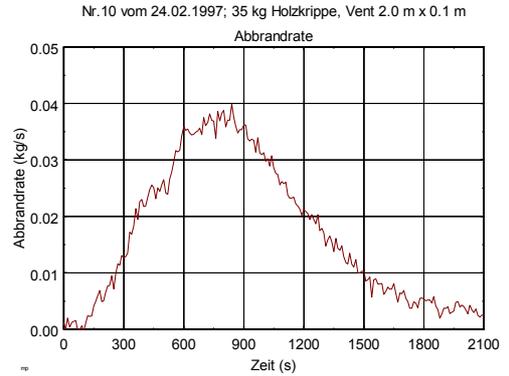
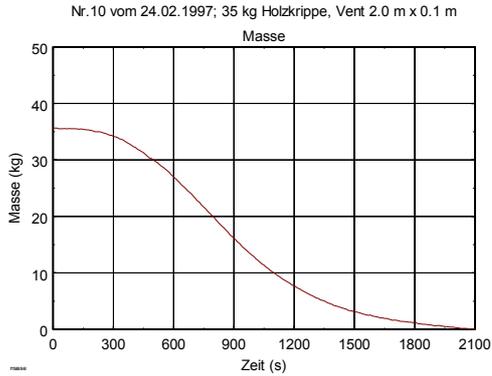
Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m



Nr. 12 vom 28.02.1997; 35 kg Holzkippe, Vent 2.0 m x 0.04 m

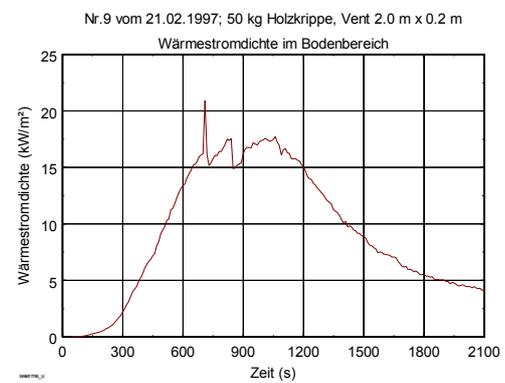
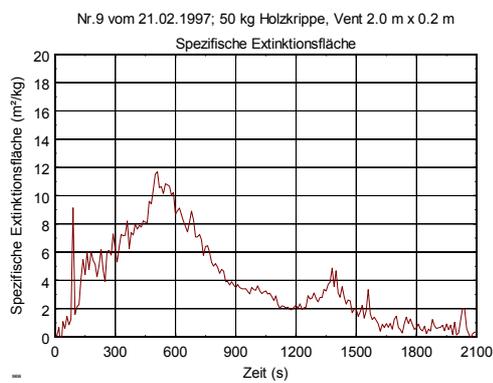
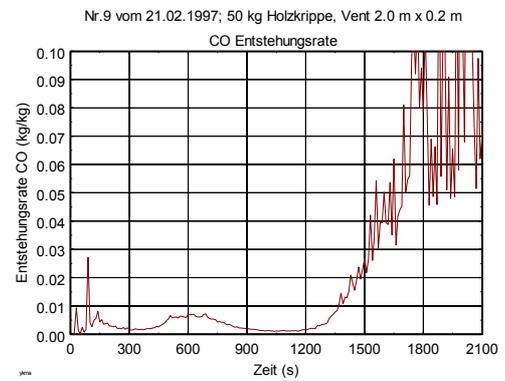
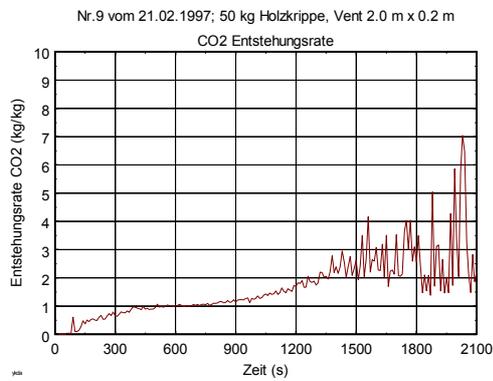
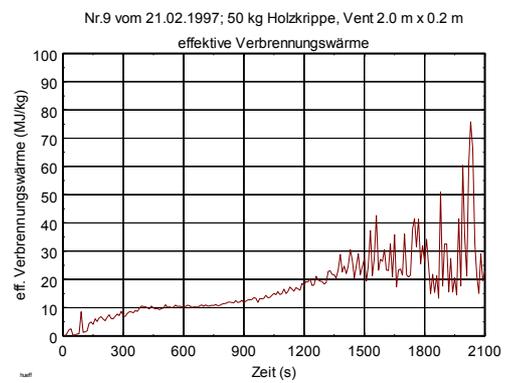
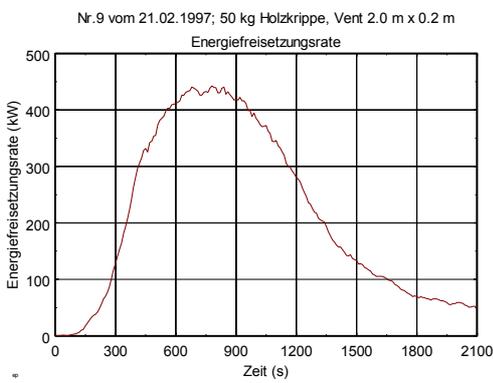
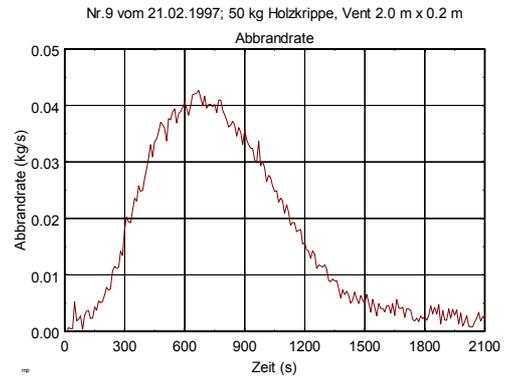
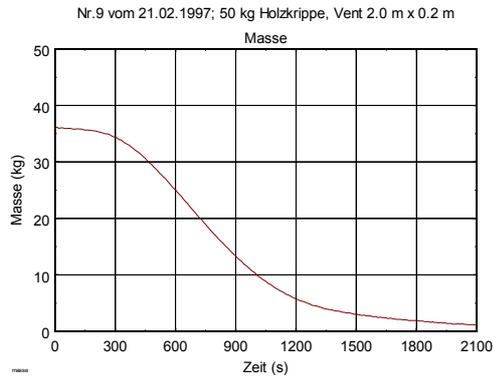


VERSUCH NR.10 VOM 24.02.1997

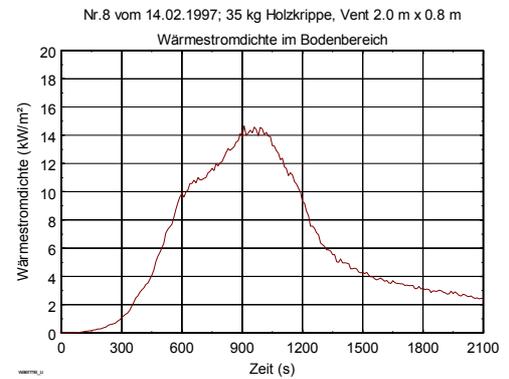
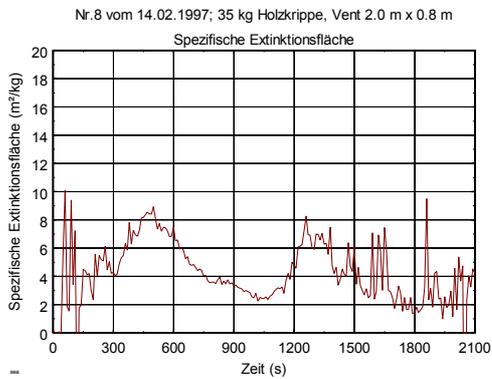
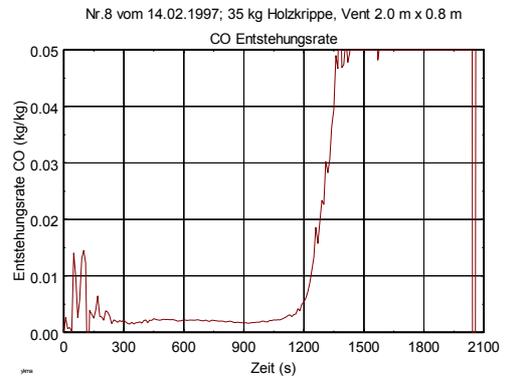
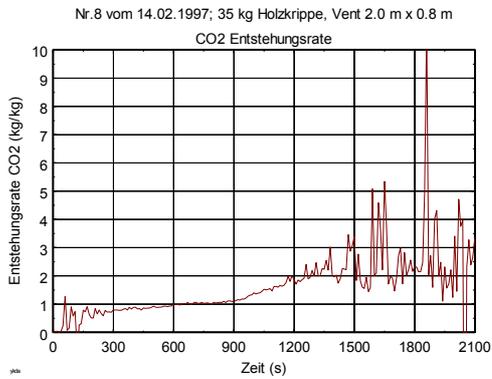
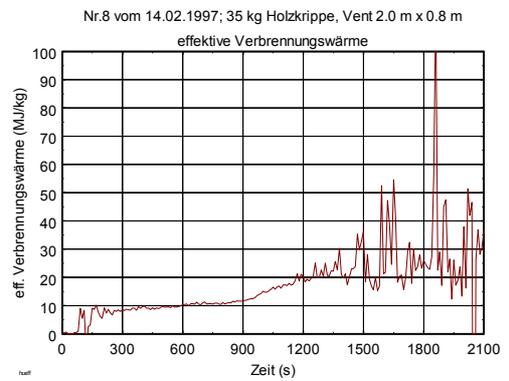
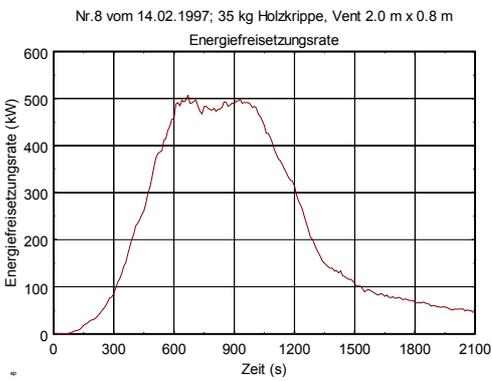
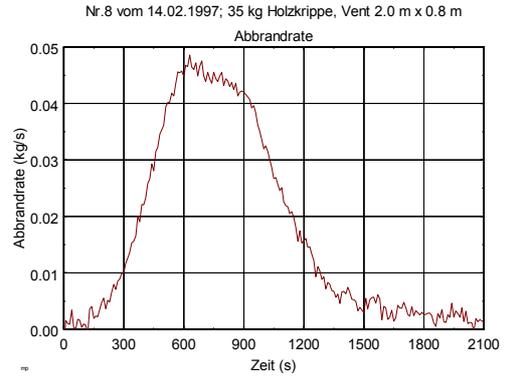
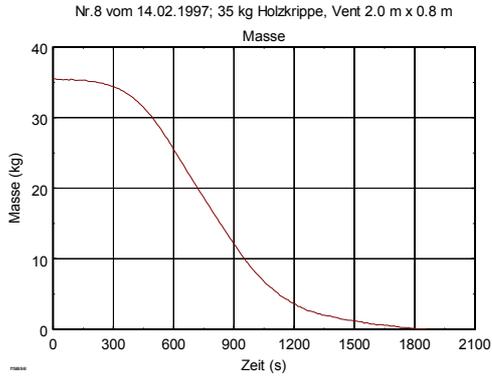


A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.9 VOM 21.02.1997

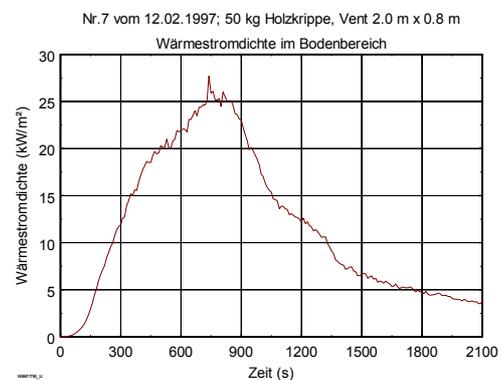
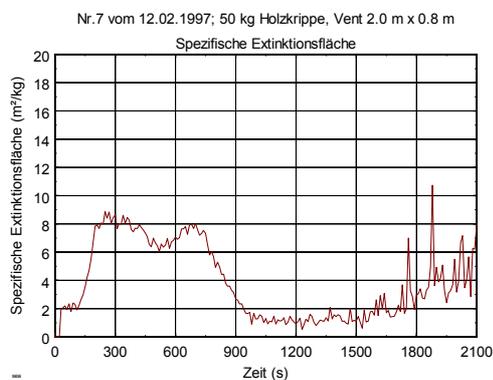
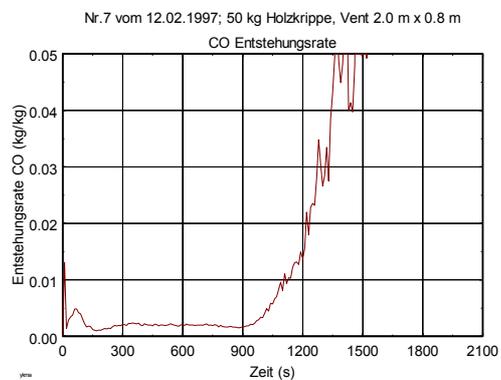
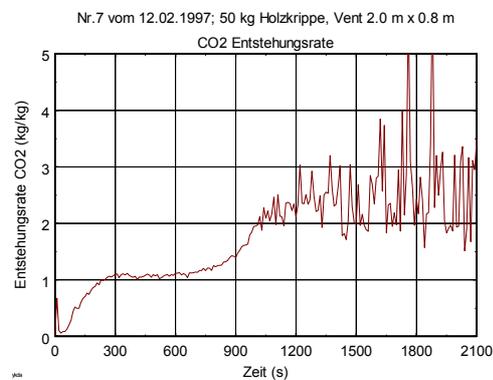
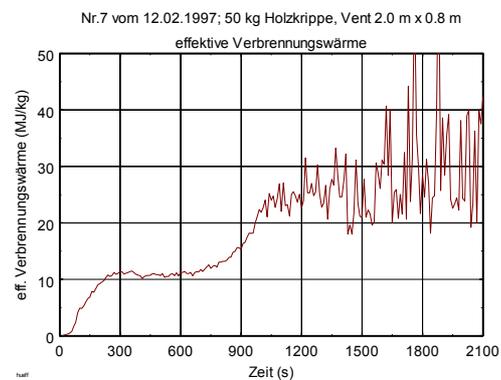
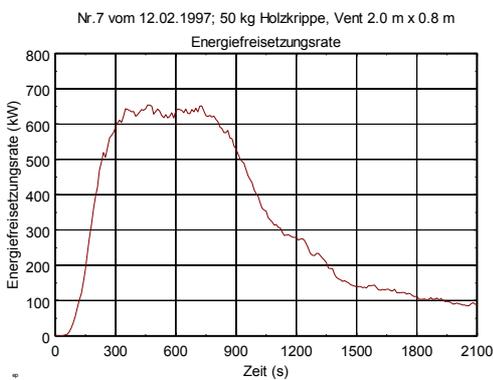
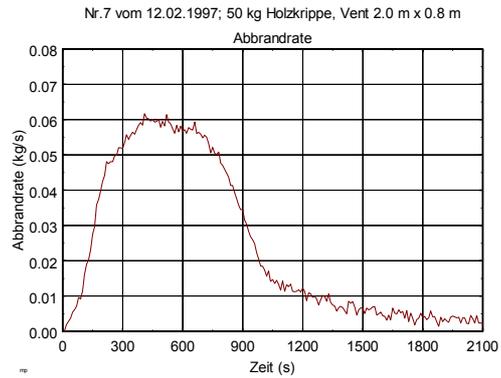
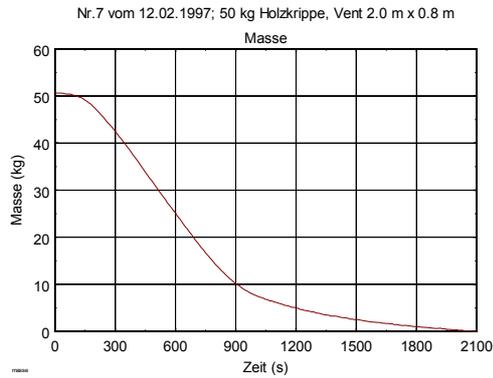


VERSUCH NR.8 VOM 14.02.1997

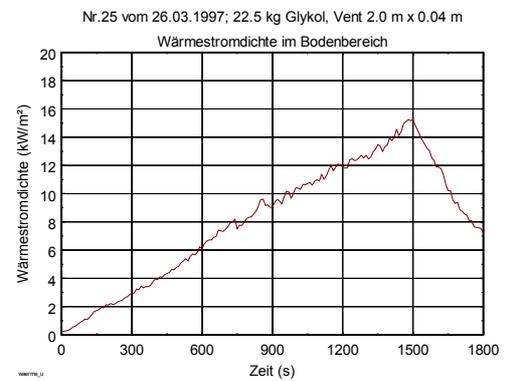
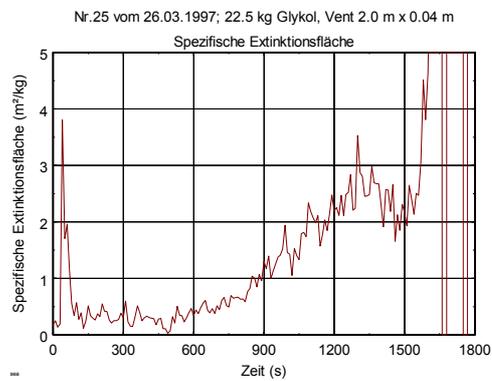
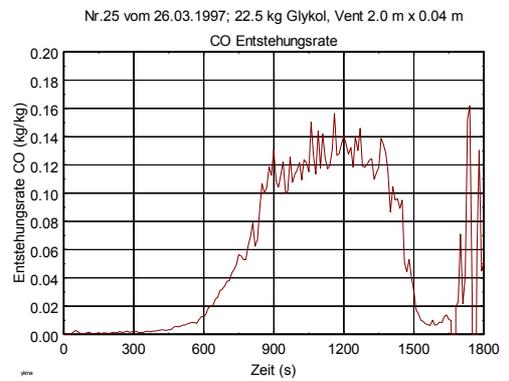
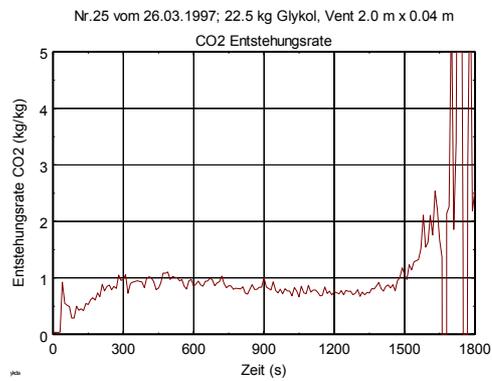
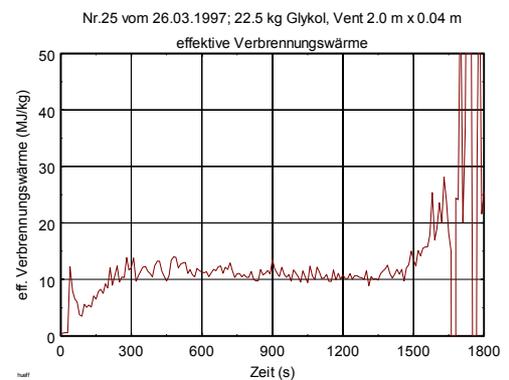
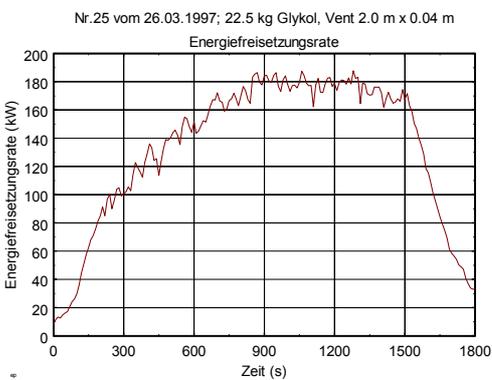
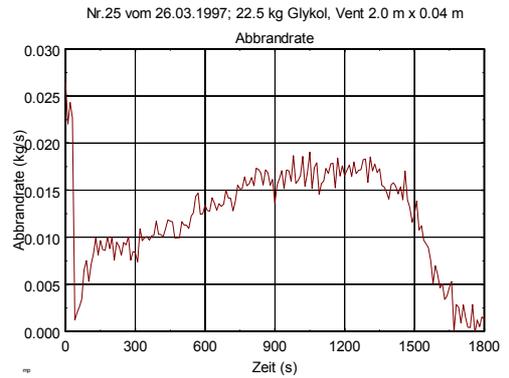
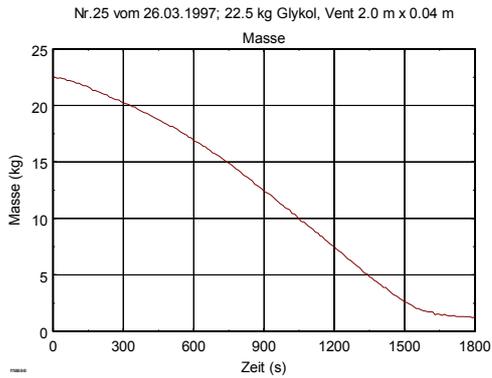


A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.7 VOM 12.02.1997

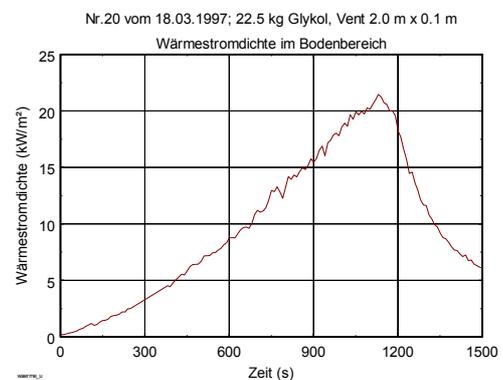
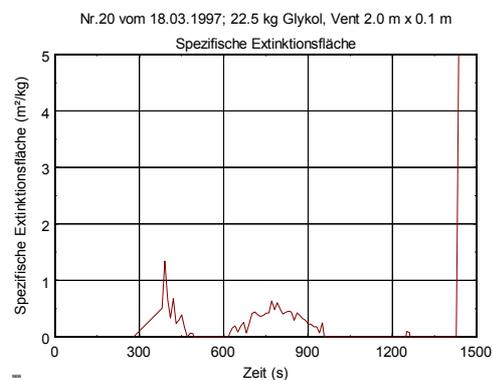
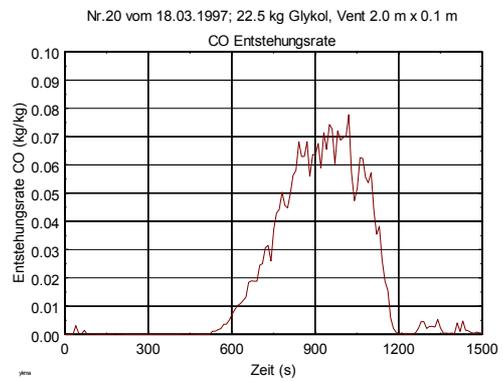
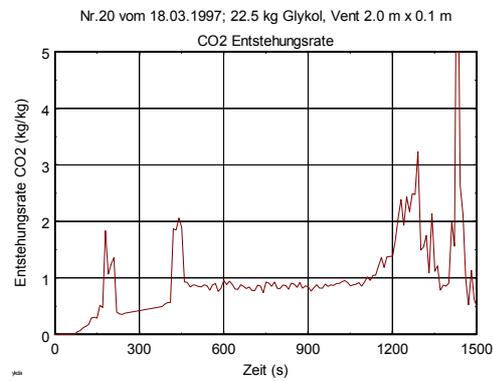
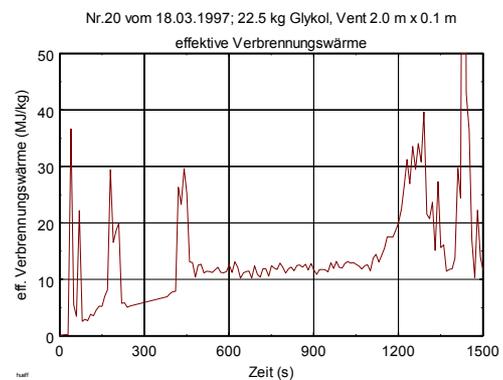
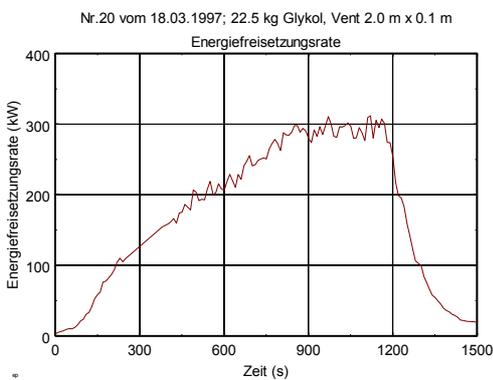
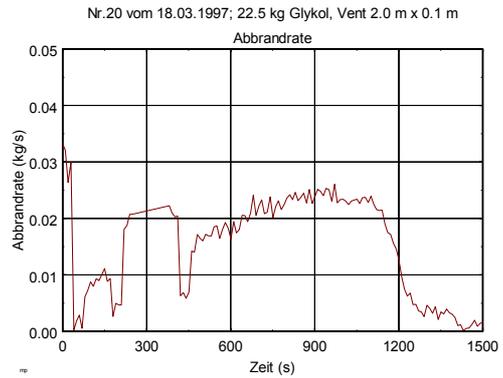
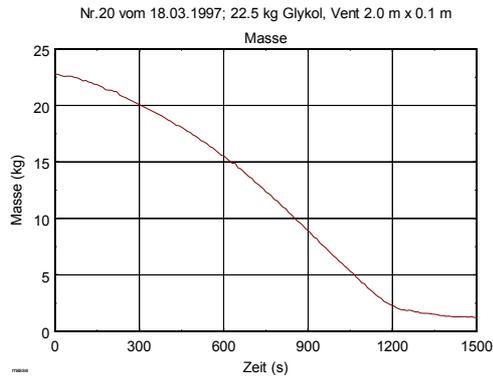


VERSUCH NR.25 VOM 26.03.1997 (POOL 1.00M²)

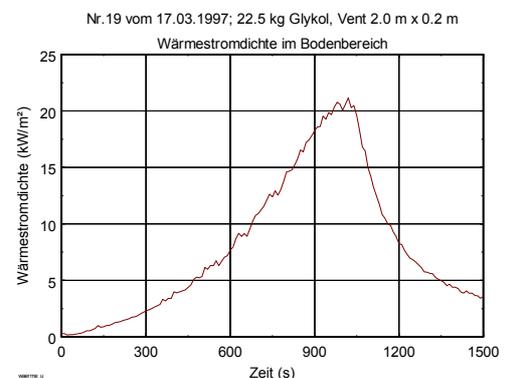
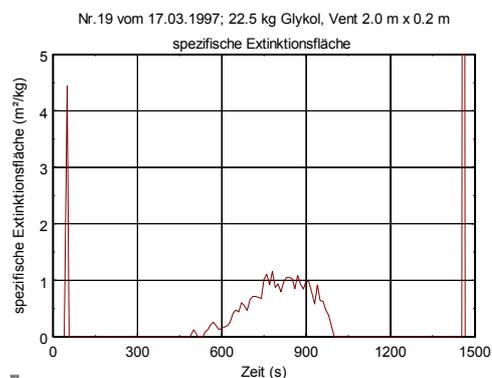
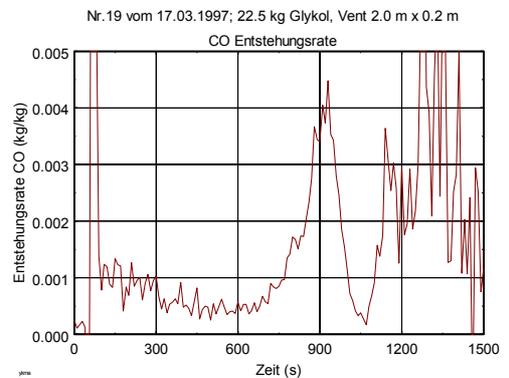
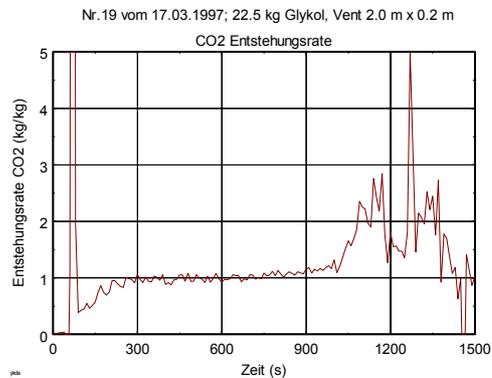
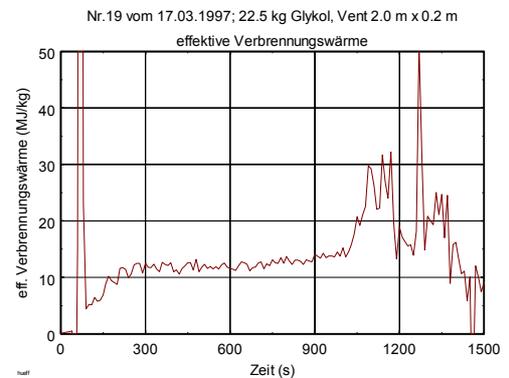
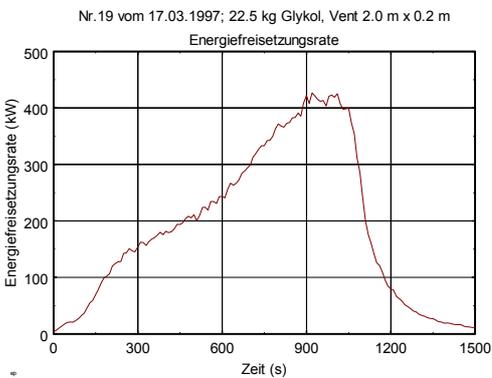
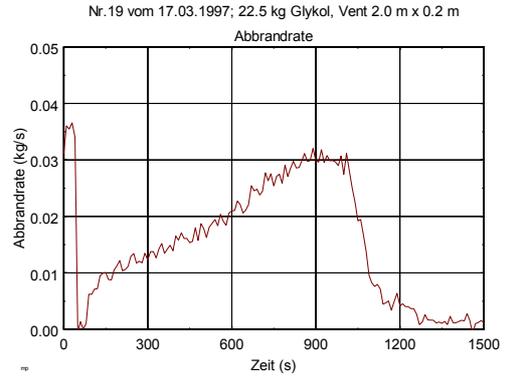
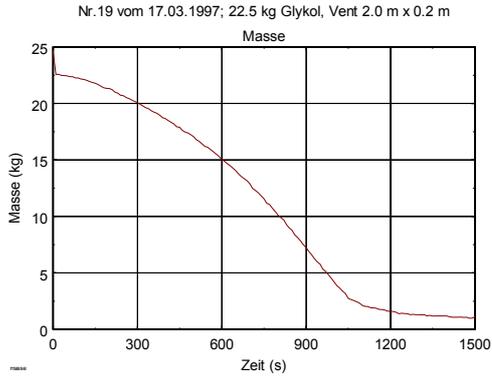


A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.20 VOM 18.03.1997 (POOL 1.00M²)

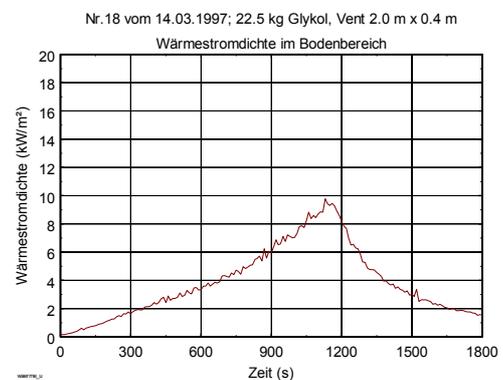
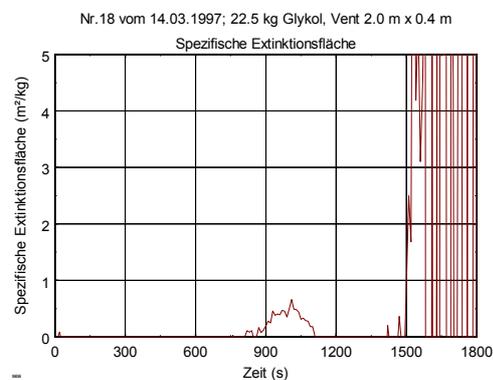
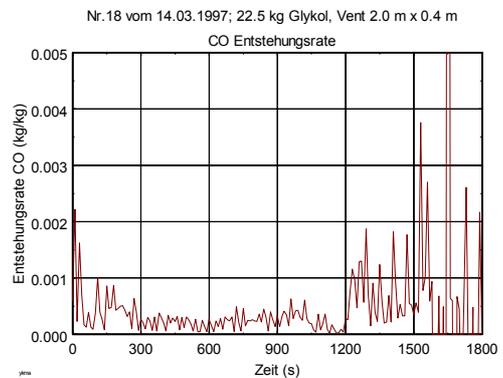
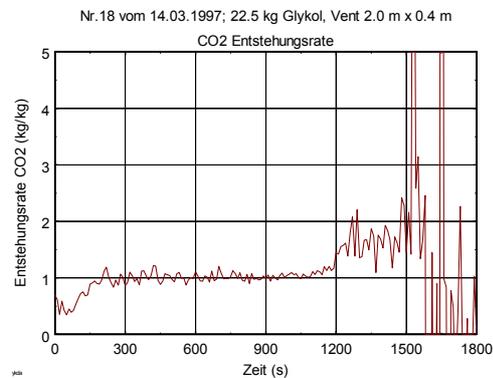
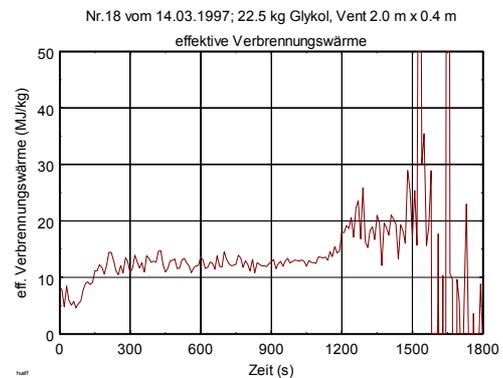
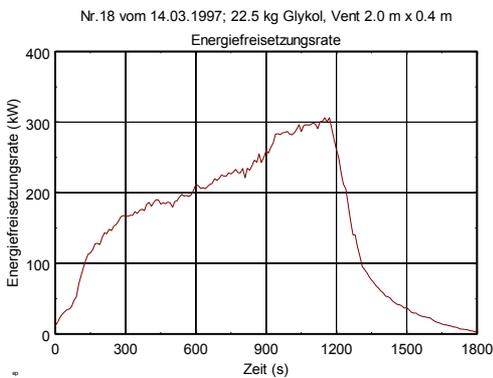
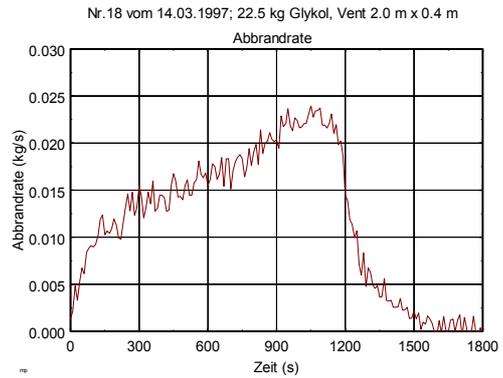
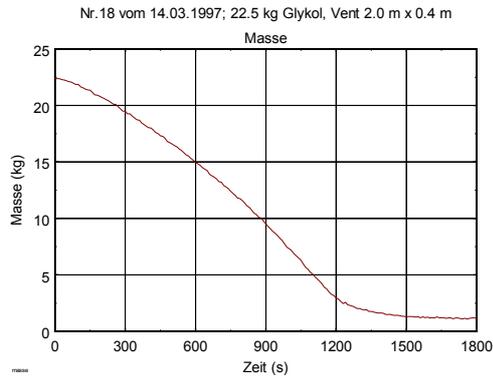


VERSUCH NR.19 VOM 17.03.1997 (POOL 1.00M²)

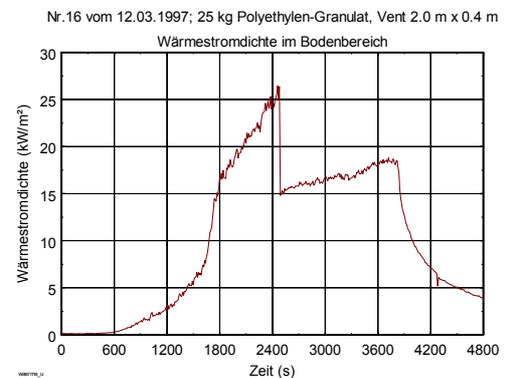
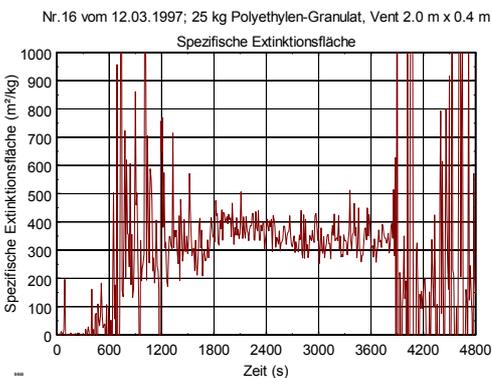
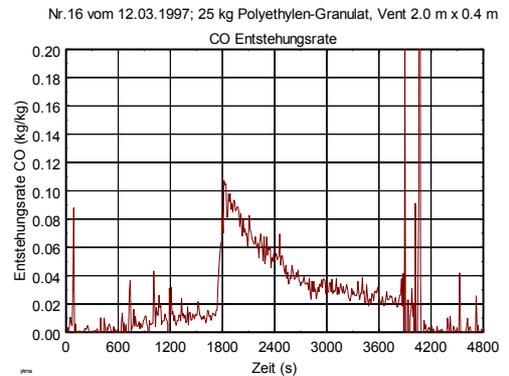
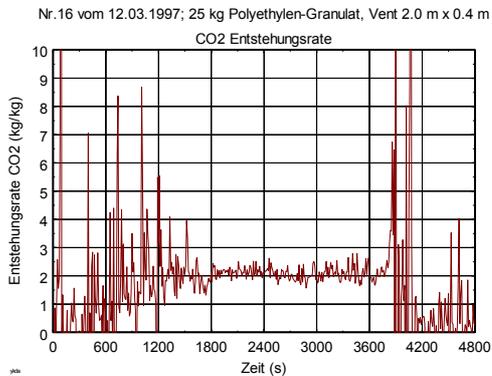
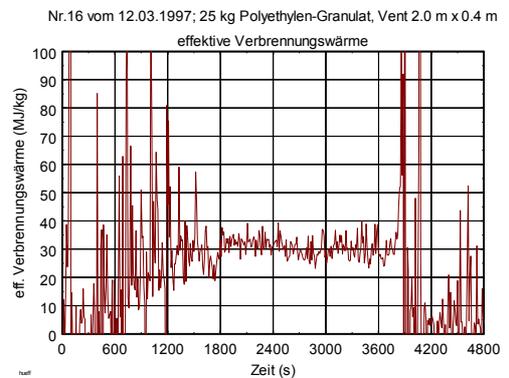
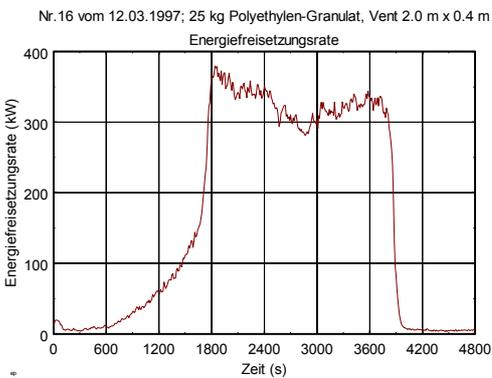
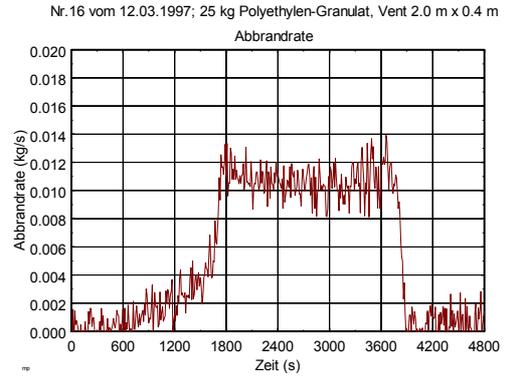
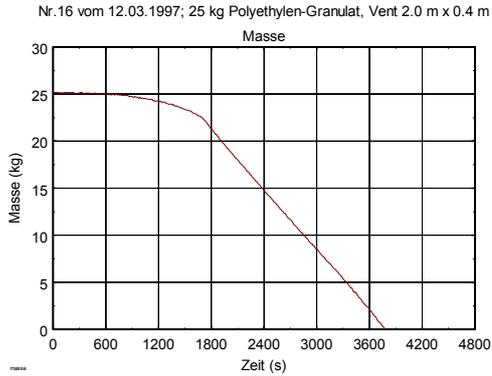


A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.18 VOM 14.03.1997 (POOL 1.00M²)

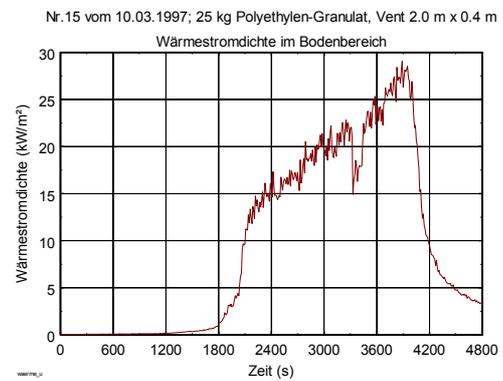
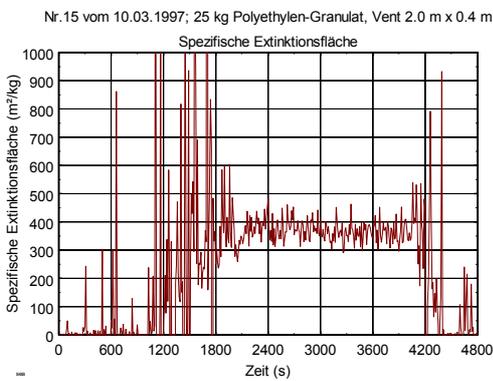
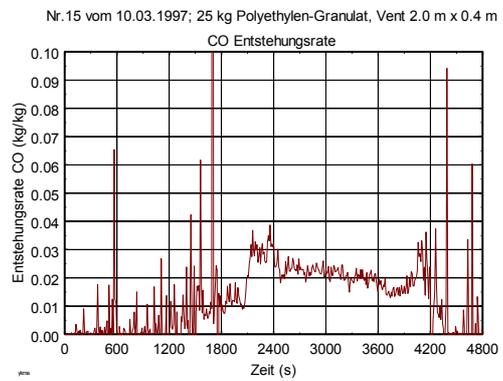
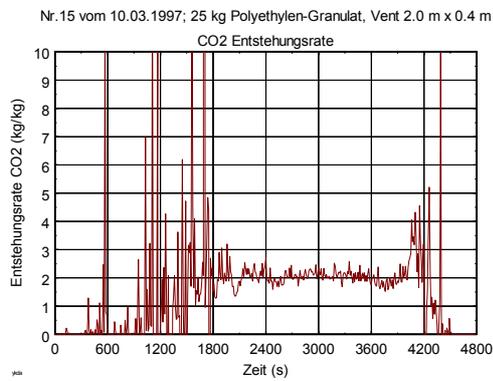
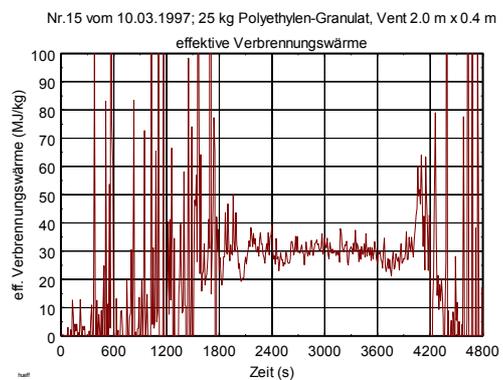
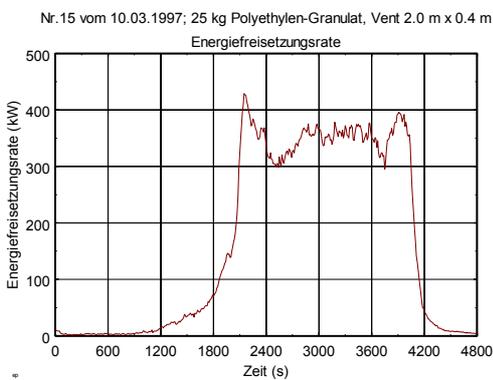
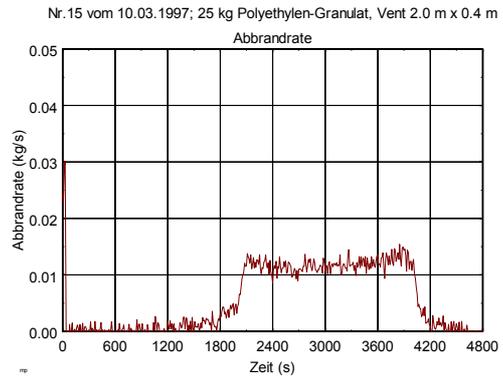
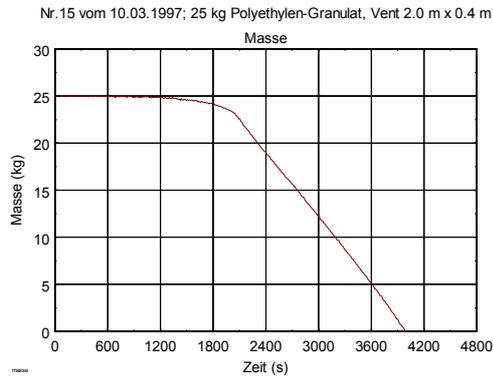


VERSUCH NR.16 VOM 12.03.1997 (POOL 0.50M²)

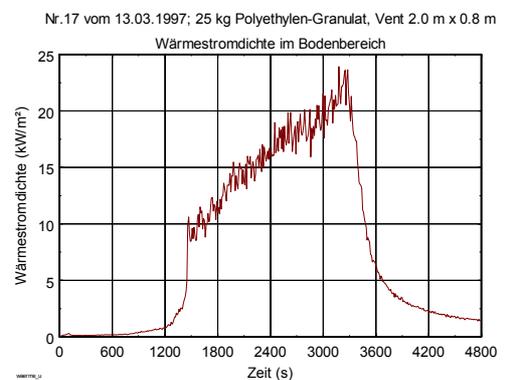
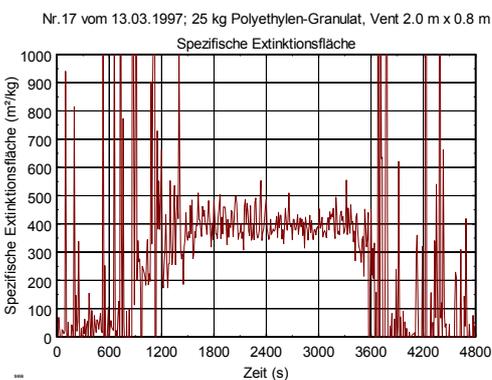
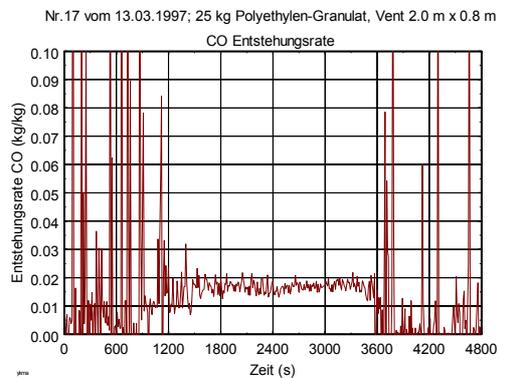
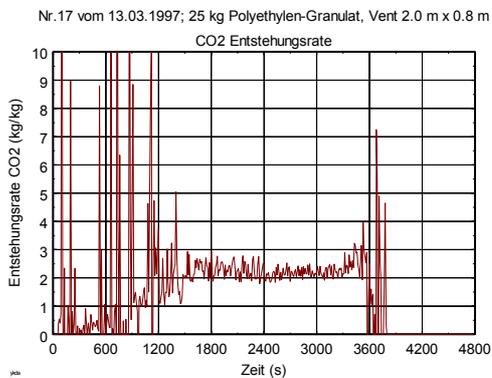
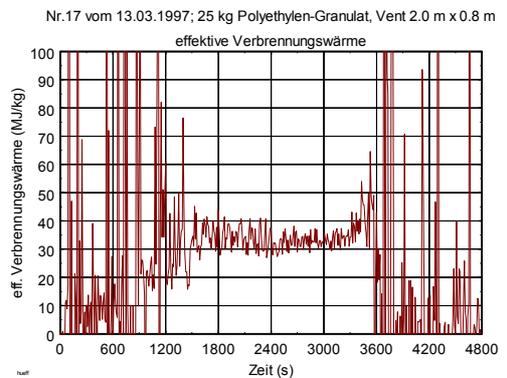
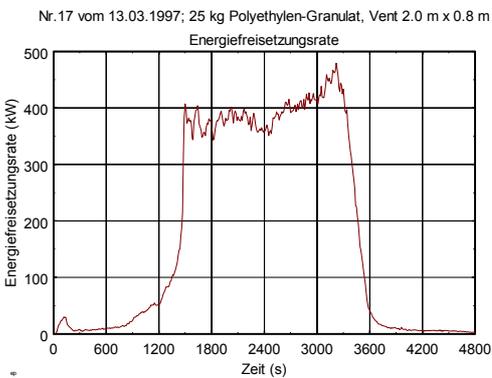
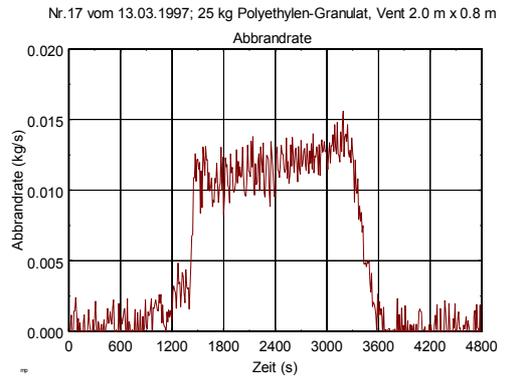
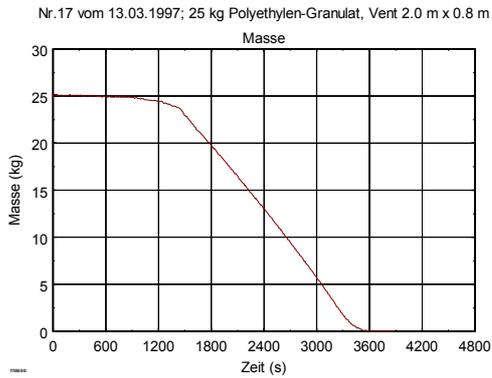


A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.15 VOM 10.03.1997 (POOL 0.50M²)



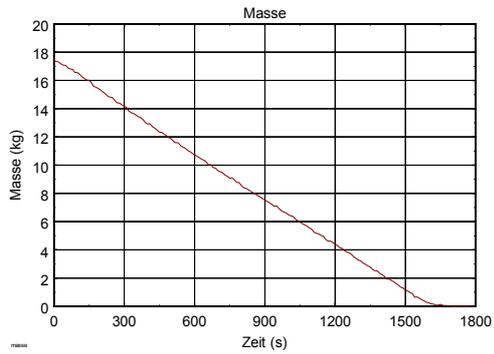
VERSUCH NR.17 VOM 13.03.1997 (POOL 0.50M²)



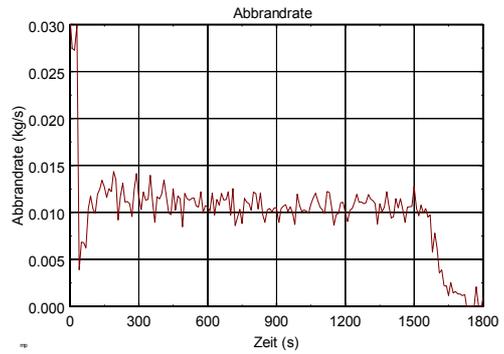
A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.21 VOM 19.03.1997 (POOL 0.50M²)

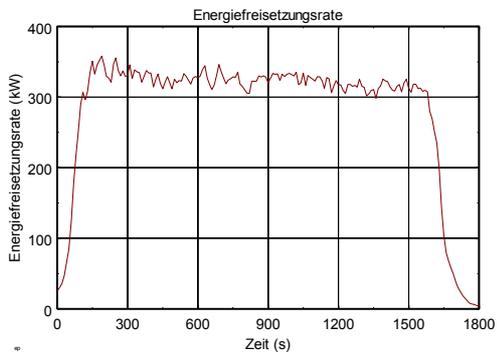
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



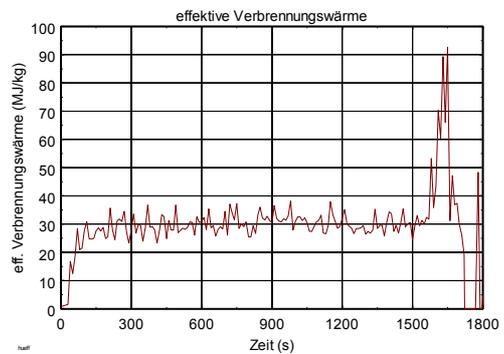
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



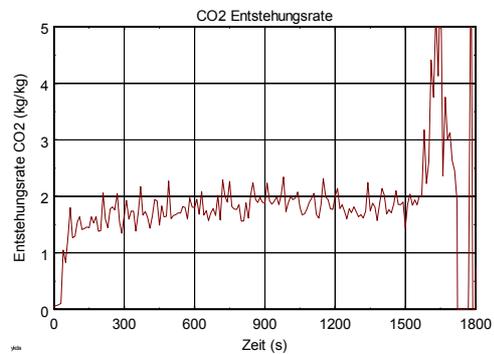
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



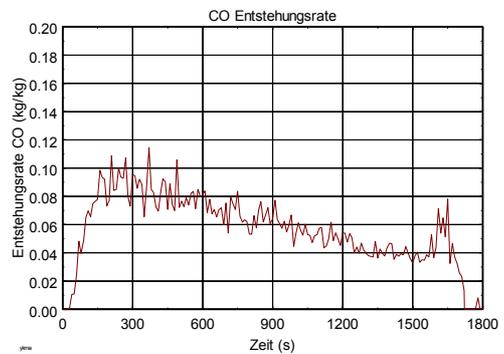
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



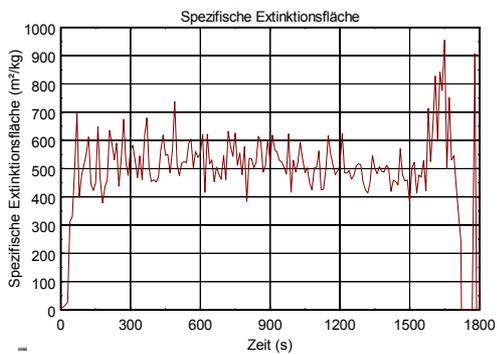
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



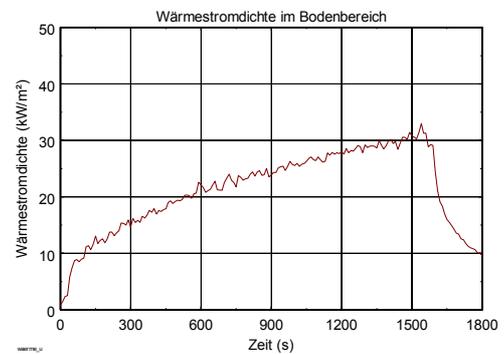
Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m



Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m

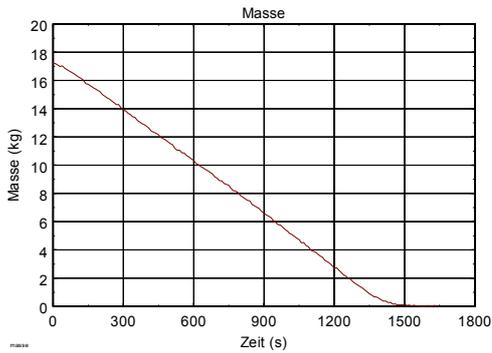


Nr.21 vom 19.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.2 m

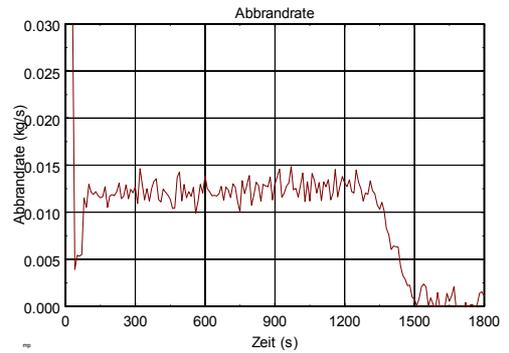


VERSUCH NR.22 VOM 21.03.1997 (POOL 0.50M²)

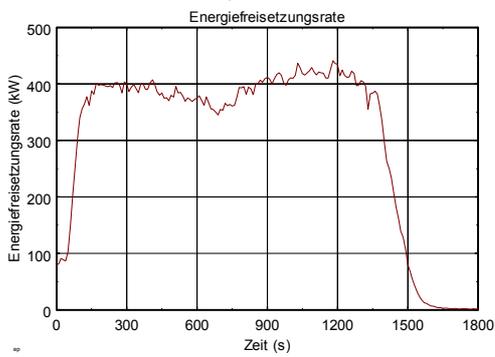
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



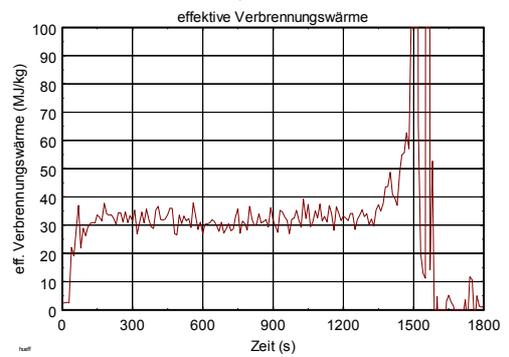
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



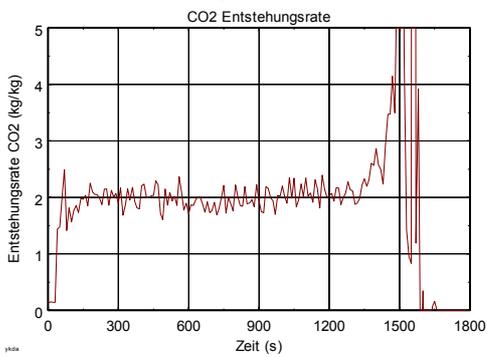
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



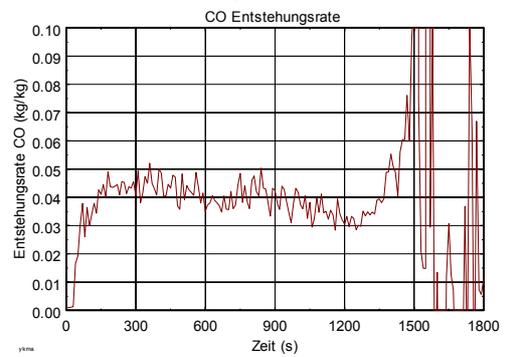
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



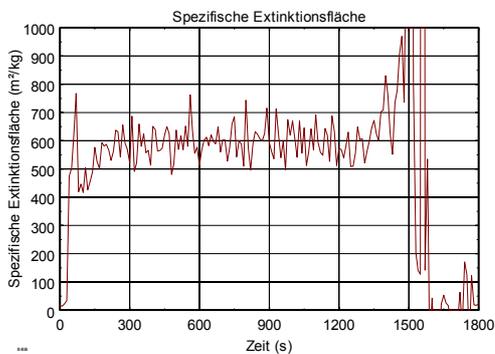
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



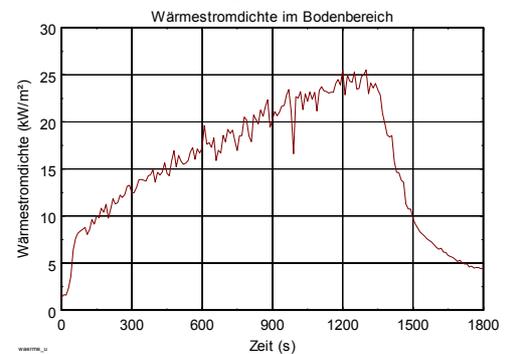
Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m



Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m

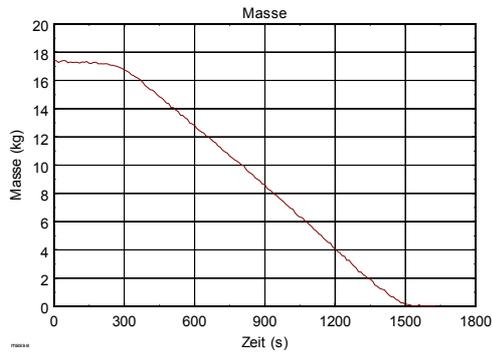


Nr.22 vom 21.03.1997; 17.4 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.4 m

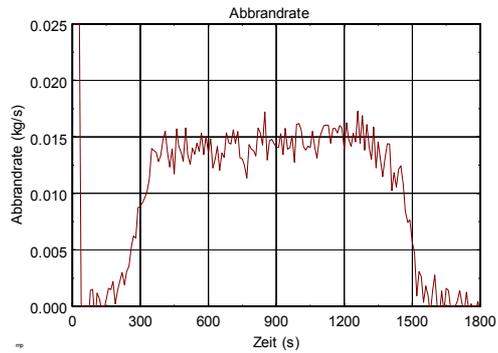


VERSUCH NR.23 VOM 24.03.1997 (POOL 0.50M²)

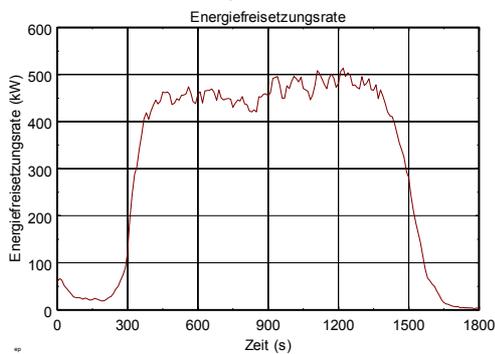
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



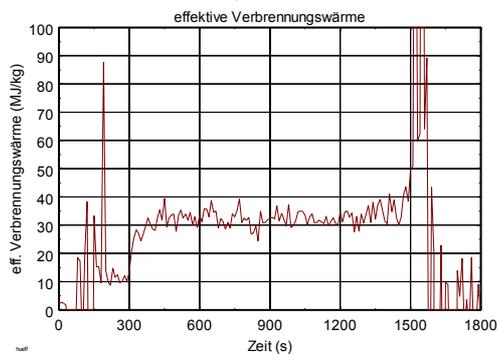
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



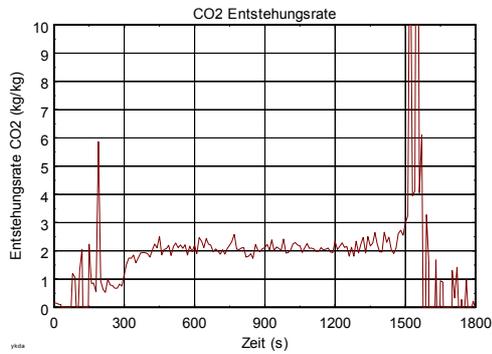
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



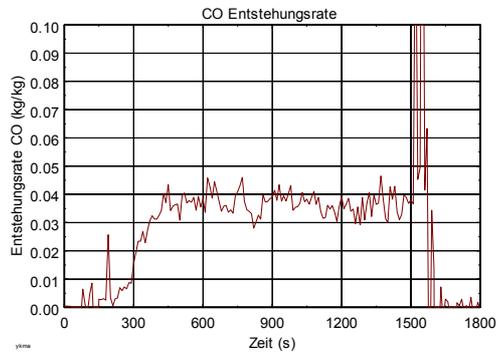
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



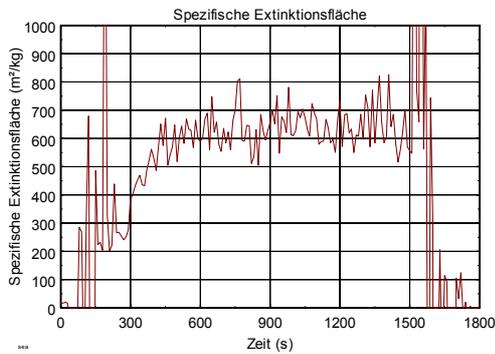
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



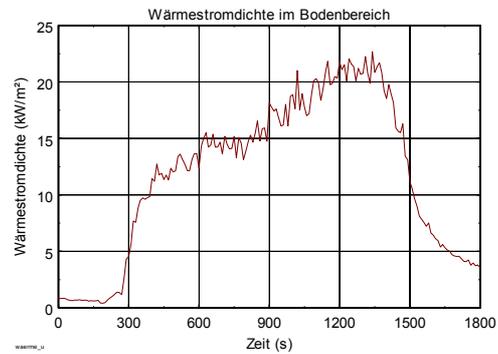
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



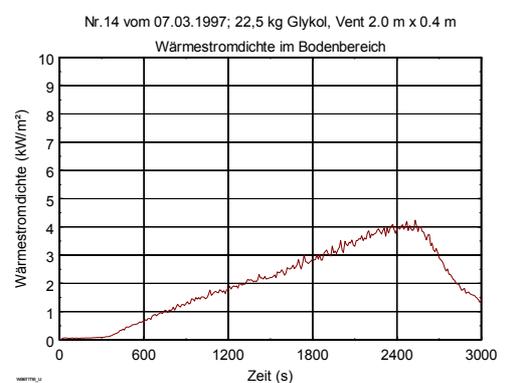
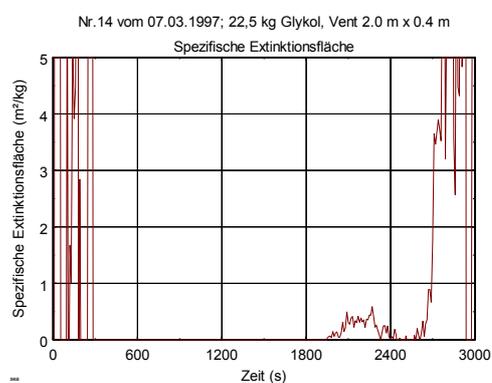
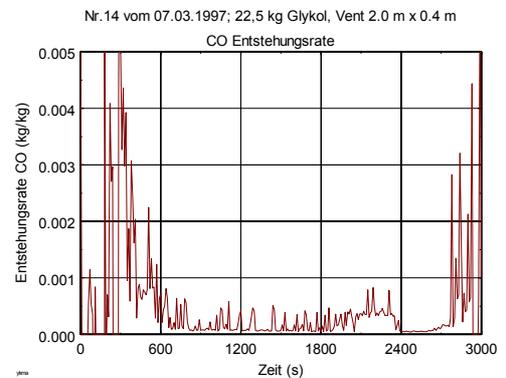
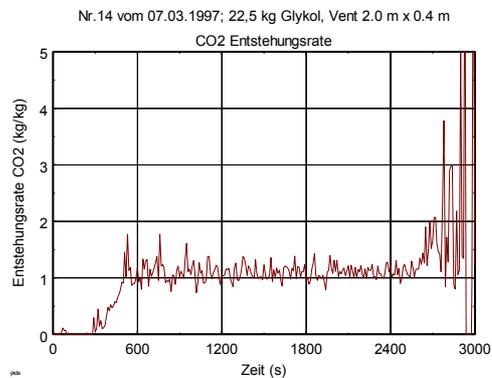
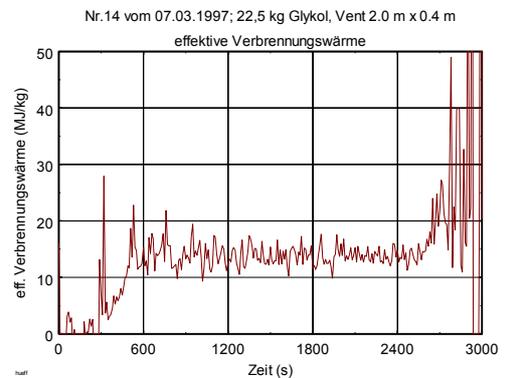
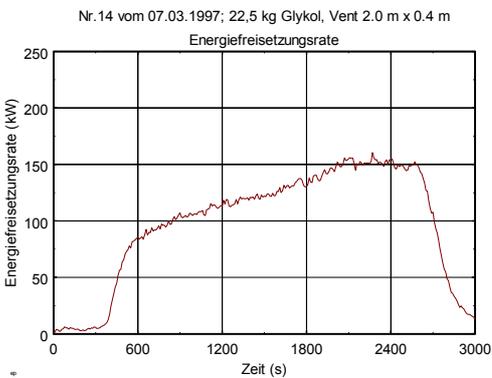
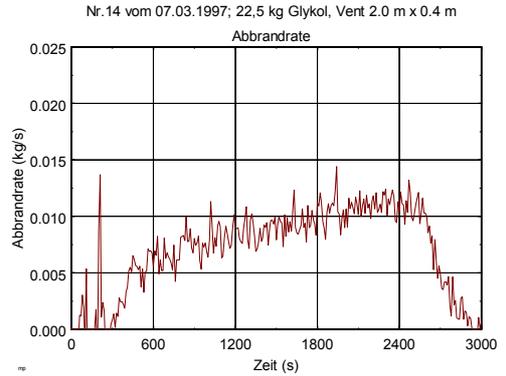
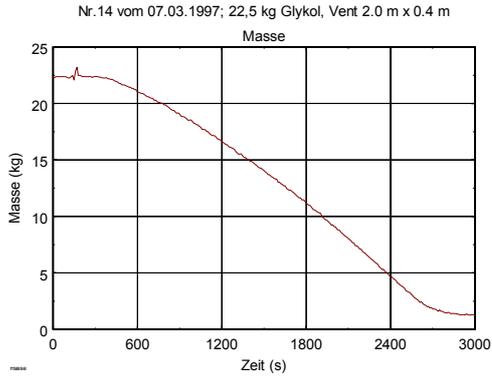
Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



Nr.23 vom 24.03.1997; 17.3 kg Mobil DTE Medium, Vent 2.0 m x 0.8 m



VERSUCH NR.14 VOM 07.03.1997 (POOL 0.50M²)



A Versuche im Room-Corner-Test

VERSUCH NR.24 VOM 25.03.1997 (POOL 1.00M²)

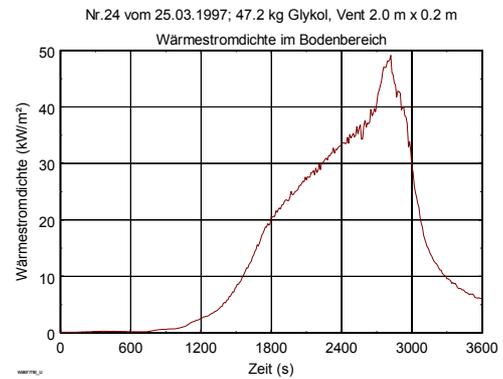
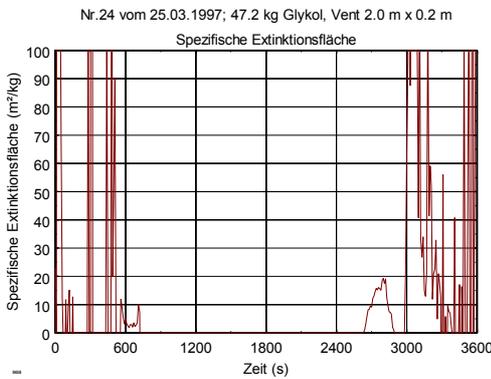
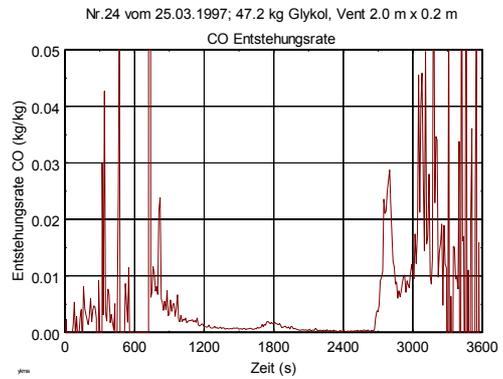
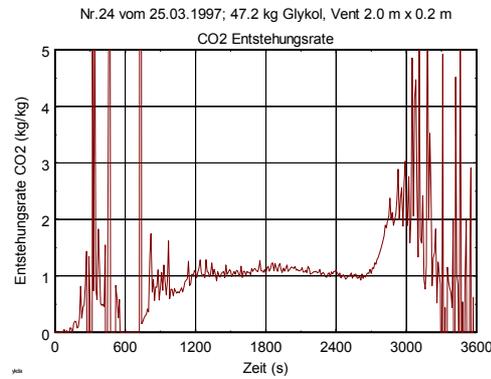
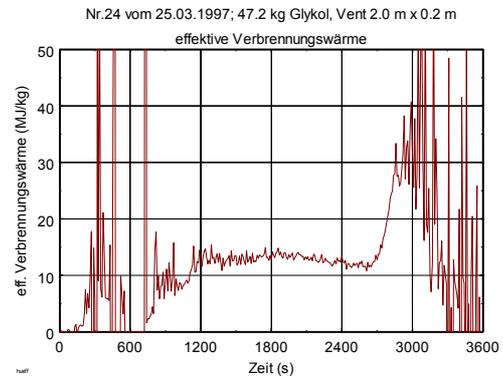
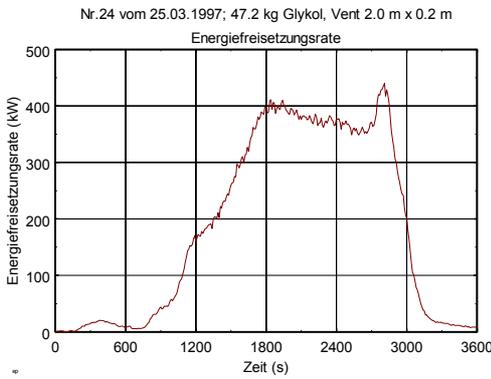
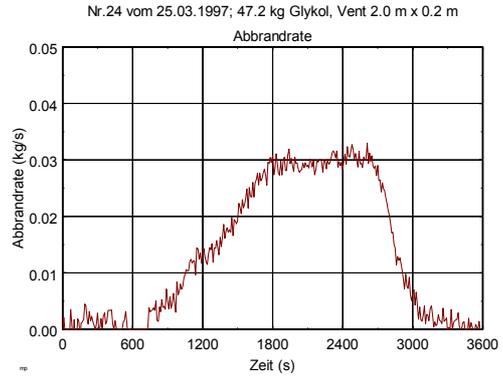
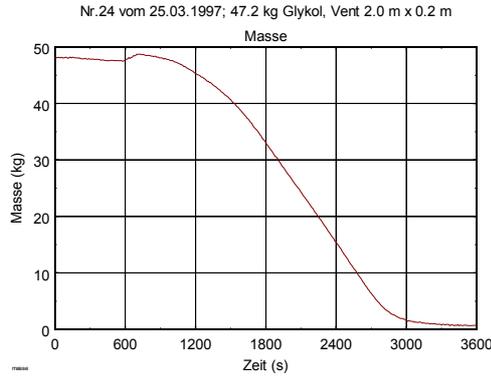


Tabelle A.3 Brandversuche mit Holzkrippen

Nr	Datum	Brandlast	Öffnungs-Index	A_V (m ²)
8	14.02.97	35 kg Holzkrippe, ca. 8% Feuchte	1	1.6
9	21.02.97	35 kg Holzkrippe, ca. 8% Feuchte	4	0.4
10	24.02.97	35 kg Holzkrippe, ca. 8% Feuchte	5	0.2
12	28.02.97	35 kg Holzkrippe, ca. 8% Feuchte	6	0.08

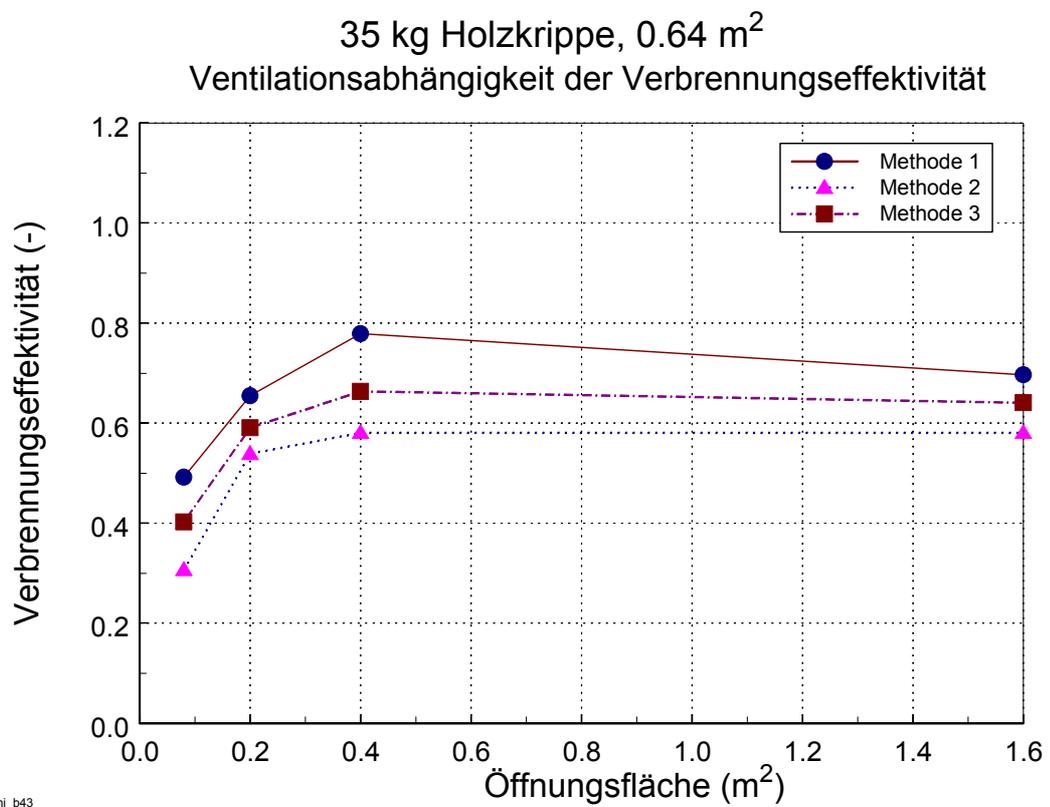


Bild A.1 Gemessene Verbrennungseffektivität für Holzkrippen

Tabelle A.4 Brandversuche mit Polyethylen

Nr	Datum	Brandlast	Öffnungs-Index	A_V (m ²)
15	10.03.97	25 kg Polyethylen, Pool 0.5 m ²	3	0.8
16	12.03.97	25 kg Polyethylen, Pool 0.5 m ²	4	0.4
17	13.03.97	25 kg Polyethylen, Pool 0.5 m ²	1	1.6

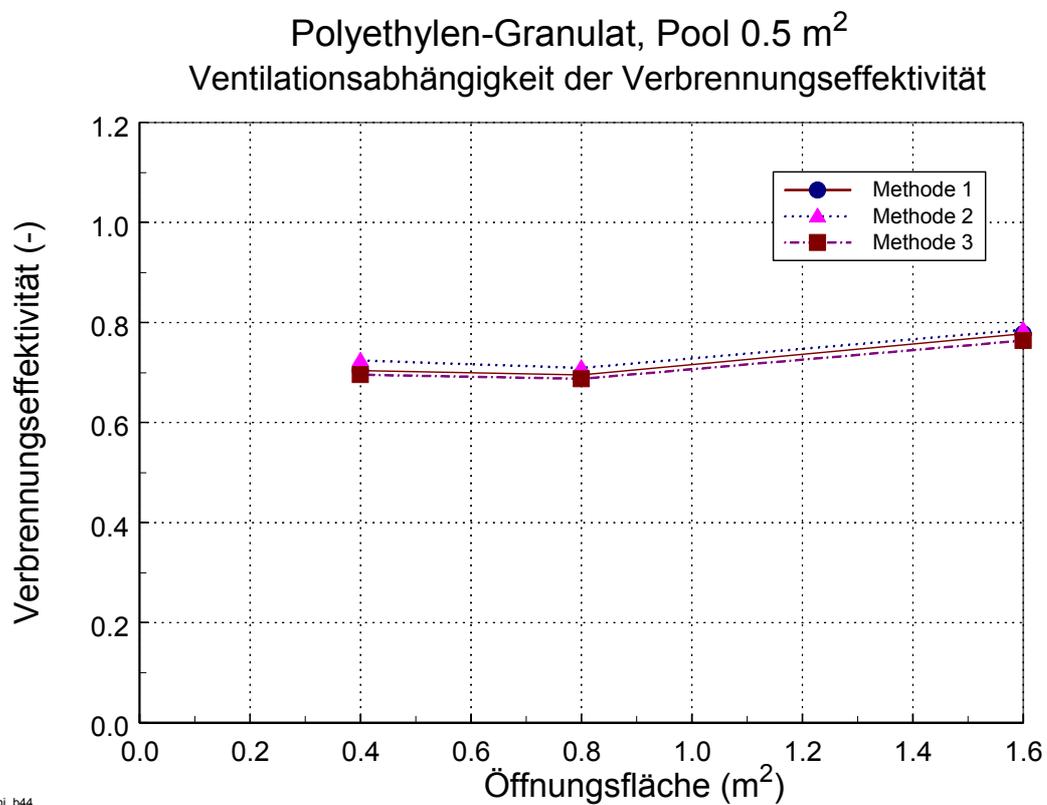


Bild A.2 Gemessene Verbrennungseffektivität für Polyethylen-Granulat

Tabelle A.5 Brandversuche mit Hydrauliköl Mobil DTE Medium

Nr	Datum	Brandlast	Öffnungs-Index	A_V (m ²)
21	19.03.97	17 kg Mobil Oil, Pool 0.5 m ²	4	0.4
22	21.03.97	17 kg Mobil Oil, Pool 0.5 m ²	3	0.8
23	24.03.97	17 kg Mobil Oil, Pool 0.5 m ²	1	1.6

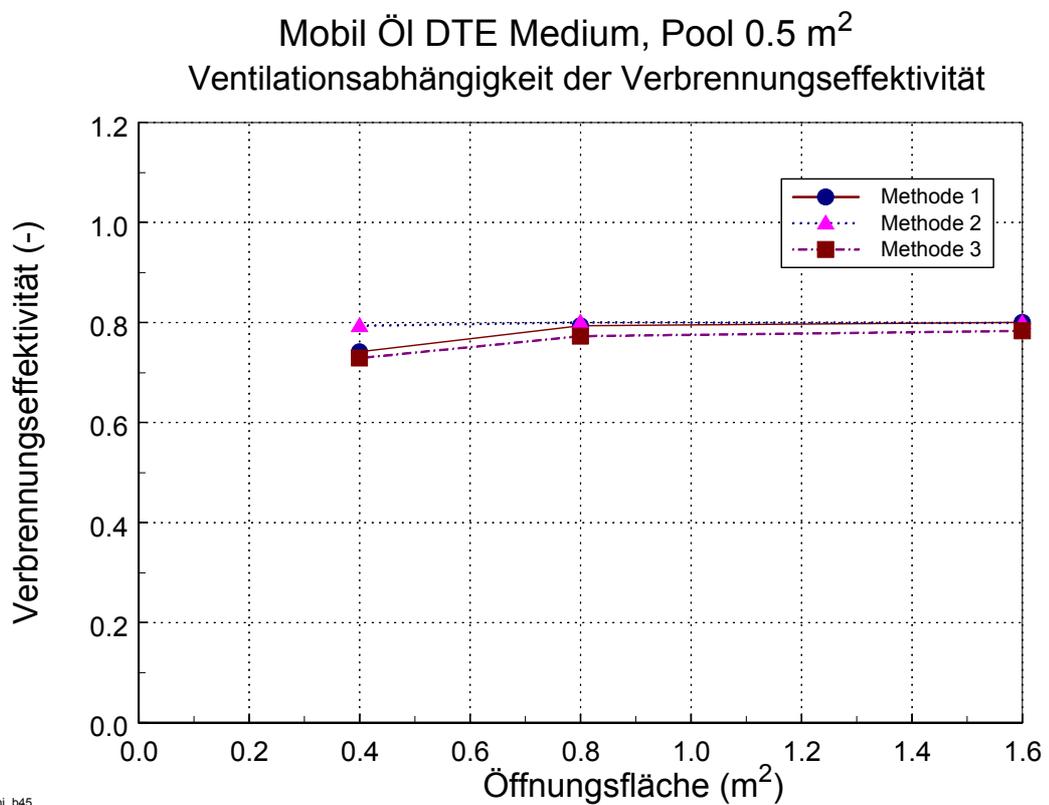


Bild A.3 Gemessene Verbrennungseffektivität für Hydrauliköl

Tabelle A.6 Brandversuche mit Glykol

Nr	Datum	Brandlast	Öffnungs-Index	A_V (m ²)
18	14.03.97	22.5 kg Glykol, Pool 1.0 m ²	3	0.8
19	17.03.97	22.5 kg Glykol, Pool 1.0 m ²	4	0.4
20	18.03.97	22.5 kg Glykol, Pool 1.0 m ²	5	0.2
25	26.03.97	22.5 kg Glykol, Pool 1.0 m ²	6	0.08

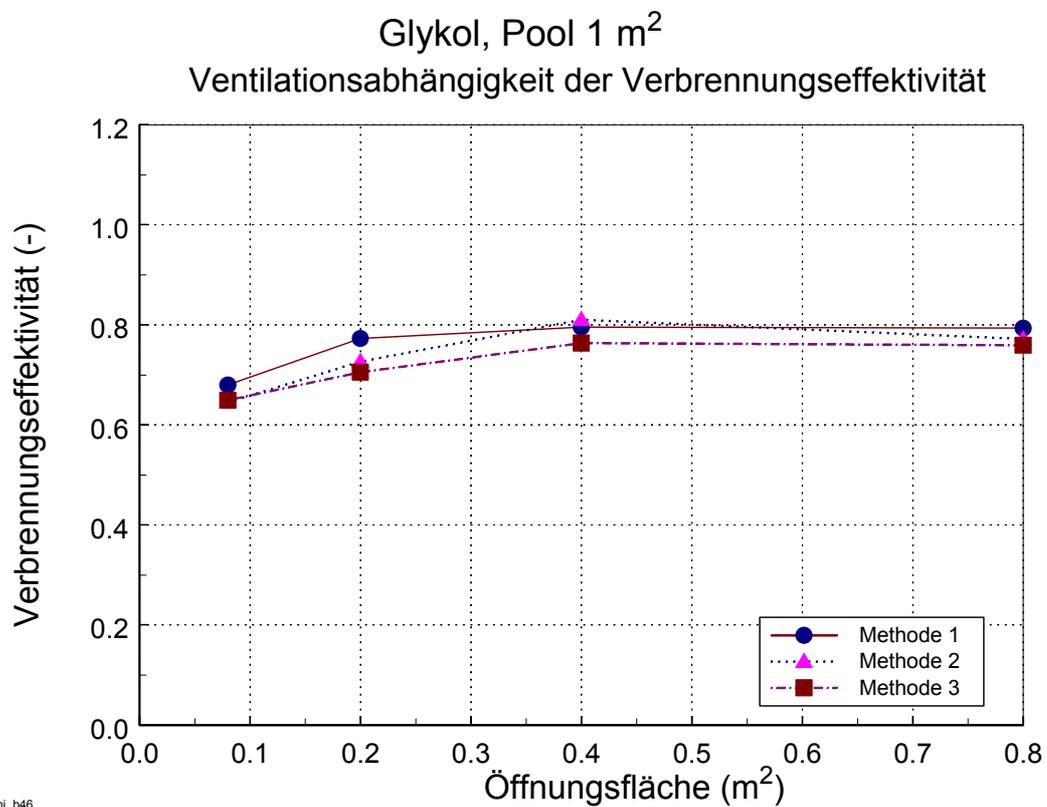


Bild A.4 Gemessene Verbrennungseffektivität für Glykol

Anhang B

Raumbrandversuche zur Validierung

B RAUMBRANDVERSUCHE ZUR VALIDIERUNG

Tabelle B.1: Übersicht der durchgeführten Versuche (beschrieben in Abschnitt 6.1)

Test	Lagerung	Material	Gesamtmasse	Lagen	Kartons / Lage
01	Pool	Poolfläche 0.5 m ²	25 kg PE	—	—
02	Pool	Poolfläche 1.0 m ²	50 kg PE	—	—
03	Pool	Poolfläche 1.0 m ²	45 kg Glykol	—	—
04	Pool	Poolfläche 4.5 m ²	90 kg Glykol	—	—
05	Pool	Poolfläche 9.0 m ²	157 kg Glykol	—	—
07	Block	Feststoffverpackung	Leer	2	4
08	Block	Feststoffverpackung	38 kg PE	2	4
09	Block	Feststoffverpackung	Leer	4	4
11	Block	Feststoffverpackung	leer, 222 kg	—	—
12	Block	Fluidverpackung	157 kg (120 l Glykol)	2	3
13	Block	Fluidverpackung	Leer	2	3
14	Block	Feststoffverpackung	Leer	6	4
15	Bodenregal	Fluidverpackung	53 kg (40 l Glykol)	5	2
16	Bodenregal	Fluidverpackung	Leer	2	3
17	Gitterregal	Fluidverpackung	53 kg (40 l Glykol)	5	2
19	Bodenregal	Fluidverpackung	53 kg (40 l Glykol)	2	2
20	Bodenregal	Fluidverpackung	127 kg (100 l Glykol)	5	2
21	Bodenregal	Fluidverpackung	105 kg (80 l Glykol)	4	2
22	Gitterregal	Fluidverpackung	160 kg (120 l Glykol)	4	3
23	Block	Fluidverpackung	315 kg (240 l Glykol)	4	3
24	Gitterregal	Fluidverpackung	105 kg (80 l Glykol)	4	2
25	Gitterregal	Fluidverpackung	53 kg (40 l Glykol)	2	2
26	Gitterregal	Feststoffverpackung	109 kg PE	3	2
27	Gitterregal*	Fluidverpackung	209 kg (160 l Glykol)	4	2
28	Holzkrippe	—	50 kg	—	—
29	Holzkrippe	—	99 kg	—	—
30	Holzkrippe	—	210.5 kg	—	—
31	Gitterregal*	Fluidverpackung	104 kg (80 l Glykol)	2	2
32	Block	Fluidverpackung	Leer	4	3
33	Block	Feststoffverpackung	422 kg PE	3	4

* Bei diesen Versuchen wurden 2 Gitterregale mit einem Abstand von 0.5 m zueinander eingesetzt

B Raumbrandversuche zur Validierung

Tabelle B.2 Zusammenstellung der Brandlastmasse und rechnerischer Brandbelastung q_r (Brandlastdichte)

Test	Masse der Umkartons	Masse der Flaschen	Füllmasse	Q (MJ)	q_r (MJ/m ²)
01	—	—	25 kg PE	864	67
02	—	—	50 kg PE	1728	133
03	—	—	45 kg Glykol	598	46
04	—	—	90 kg Glykol	1195	92
05	—	—	157 kg Glykol	2085	161
07	26.4 kg	—	Leer	253	20
08	26.4 kg	—	38 kg PE	1567	121
09	52.8 kg	—	Leer	506	39
11	178.2 kg	—	Leer	1709	132
12	5.3 kg	14.4 kg	134.4 kg (120 l Glykol)	2374	183
13	5.3 kg	14.4 kg	Leer	550	43
14	79.2 kg	—	Leer	760	59
15	4.4 kg	12.0 kg	43.7 kg (40 l Glykol)	1039	80
16	2.7 kg	7.2 kg	Leer	275	21
17	4.4 kg	12.0 kg	43.8 kg (40 l Glykol)	1075	83
19	1.8 kg	4.8 kg	45.4 kg (40 l Glykol)	821	63
20	4.4 kg	12.0 kg	109.8 kg (100 l Glykol)	1941	150
21	3.5 kg	9.6 kg	91.5 kg (80 l Glykol)	1607	124
22	5.3 kg	14.4 kg	140.6 kg (120 l Glykol)	2463	190
23	10.6 kg	28.9 kg	275.0 kg (240 l Glykol)	4822	372
24	3.5 kg	9.6 kg	91.8 kg (80 l Glykol)	1622	125
25	1.8 kg	4.8 kg	45.9 kg (40 l Glykol)	829	64
26	9.9 kg	—	99 kg PE	3564	275
27	7.1 kg	19.3 kg	182.1 kg (160 l Glykol)	3216	248
28	—	—	50 kg Holzkrippen	630	49
29	—	—	99 kg Holzkrippen	1247	96
30	—	—	210.5 kg Holzkrippen	2652	205
31	3.5 kg	9.6 kg	90.3 kg (80 l Glykol)	1635	126
32	10.6 kg	28.9 kg	Leer	1189	92
33	39.6 kg	—	384 kg PE	13783	1064

Tabelle B.3 Gemessene Äquivalente Branddauern t_a (min)

Versuch				ZLV = 1.0			ZLV = 1.25		
Nr	Datum	q_r (MJ/m ₂)	$t_{a,mess}$	Punkt	ungleich	gleich	Punkt	ungleich	gleich
1	11.02.98	67	—	19	15	12	18	14	12
2	12.02.98	133	—	32	24	20	30	23	19
3	16.02.98	46	6	15	11	9	14	11	9
4	18.02.98	92	9	25	19	15	23	18	15
5	19.02.98	161	13	36	28	23	33	26	22
6	24.02.98	—	9	—	—	—	—	—	—
7	26.02.98	20	5	8	6	5	8	6	5
8	27.02.98	121	10	30	23	19	28	22	18
9	03.03.98	39	8	13	10	8	13	10	8
10	06.03.98	—	—	—	—	—	—	—	—
11	20.04.98	132	18	32	24	20	29	23	19
12	22.04.98	183	15	39	30	25	36	28	23
13	24.04.98	42	5	14	10	9	13	10	8
14	27.04.98	59	12	18	13	11	17	13	11
15	29.04.98	80	10	22	17	14	21	16	13
16	04.05.98	21	4	8	6	5	8	6	5
17	05.05.98	83	11	23	17	14	22	17	14
18	25.06.98	—	—	—	—	—	—	—	—
19	29.06.98	63	7	19	14	12	18	14	11
20	01.07.98	150	16	34	26	22	32	25	21
21	06.07.98	124	12	30	23	19	28	22	18
22	08.07.98	190	21	40	31	26	36	29	24
23	13.07.98	372	24	58	46	39	51	41	35
24	15.07.98	125	13	31	23	19	28	22	18
25	17.07.98	64	7	19	14	12	18	14	11
26	20.07.98	275	20	50	38	32	44	35	29
27	23.07.98	248	23	47	36	30	42	33	28
28	22.09.98	49	8	15	11	10	15	11	9
29	25.09.98	96	13	25	19	16	24	18	15
30	28.09.98	205	21	42	32	27	38	30	25
31	01.10.98	126	10	31	23	19	29	22	18
32	05.10.98	92	9	25	19	15	23	18	15
33	07.10.98	1064	14	101	88	80	82	73	64
34	09.10.98	—	—	—	—	—	—	—	—

Tabelle B.4 Vergleich von „gemessener äquivalenter Branddauer $t_{\text{ä,mess}}$ und den mit FIGARO berechneten Werten $t_{\text{ä,calc}}$

Nr	Datum	T15 _{max} (°C)	T15 _{ini} (°C)	dT15 (K)	$t_{\text{ä,mess}}$ (min)	$t_{\text{ä,calc}}$ (min)
1	11.02.98	—	—	—	—	—
2	12.02.98	—	—	—	—	—
3	16.02.98	27.95	13.98	13.97	6.09	10.41
4	18.02.98	45.87	21.78	24.09	8.72	12.07
5	19.02.98	78.17	31.14	47.03	13.19	14.00
6	24.02.98	46.85	19.64	27.21	9.42	—
7	26.02.98	32.67	23.22	9.45	4.59	—
8	27.02.98	56.25	27.57	28.68	9.75	—
9	03.03.98	40.92	18.15	22.77	8.43	11.87
10	06.03.98	—	19.38	—	—	—
11	20.04.98	94.96	18.26	76.70	17.88	—
12	22.04.98	81.85	25.6	56.25	14.73	—
13	24.04.98	41.17	30.1	11.07	5.13	8.23
14	27.04.98	59.85	21.96	37.89	11.57	11.82
15	29.04.98	58.34	27.76	30.58	10.15	11.45
16	04.05.98	29.06	21.81	7.25	3.84	6.51
17	05.05.98	58.75	24.2	34.55	10.92	11.16
18	25.06.98	—	22.46	—	—	—
19	29.06.98	39.61	23.76	15.85	6.61	10.53
20	01.07.98	89.67	23.56	66.11	16.29	—
21	06.07.98	61.21	20.41	40.80	12.12	—
22	08.07.98	117.96	22.24	95.72	20.53	16.08
23	13.07.98	145.09	20.55	124.54	24.29	23.30
24	15.07.98	71.09	25.1	45.99	13.02	14.14
25	17.07.98	40.73	24.26	16.47	6.78	—
26	20.07.98	114.7	23.26	91.44	19.95	—
27	23.07.98	138.45	27.34	111.11	22.58	—
28	22.09.98	40.82	20.13	20.69	7.96	10.22
29	25.09.98	64.04	20.85	43.19	12.53	11.90
30	28.09.98	121.95	21.54	100.41	21.16	15.21
31	01.10.98	54.88	22.74	32.14	10.45	12.32
32	05.10.98	42.72	17.92	24.80	8.88	10.99
33	07.10.98	71.48	22.33	49.15	13.56	13.52
34	09.10.98	—	21.74	—	—	—

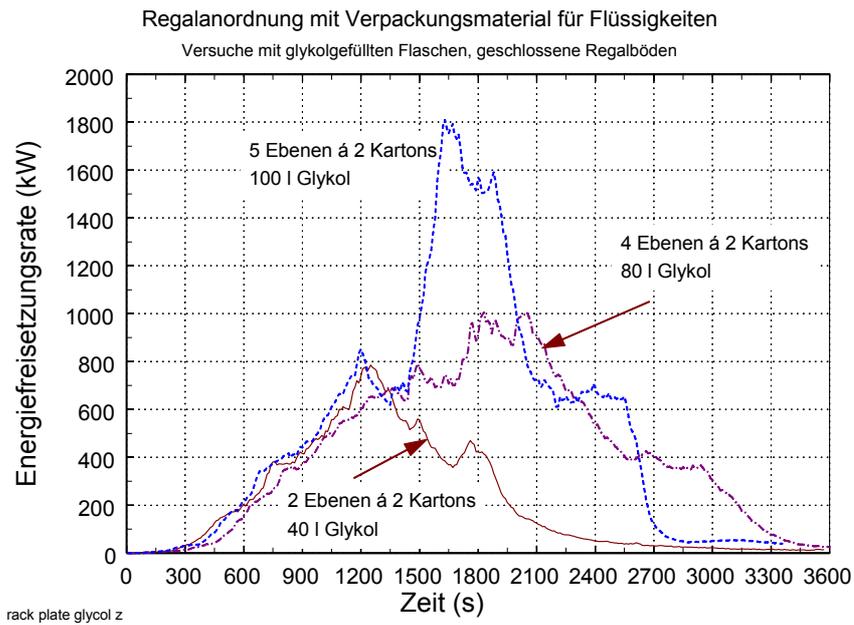


Bild B.1: Energiefreisetzungsrate bei Versuchen mit Regalanordnungen (geschlossene Regalböden); Verpackungsmaterial für Flüssigkeiten und Glykol als Brandlast

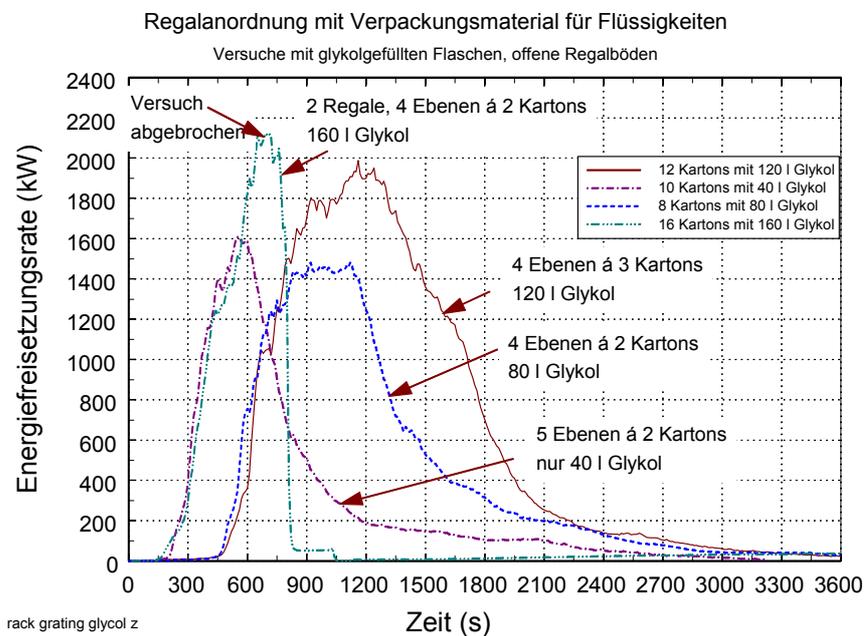


Bild B.2: Energiefreisetzungsrate bei Versuchen mit Regalanordnungen (Gitterroste als Regalböden); Verpackungsmaterial für Flüssigkeiten und Glykol als Brandlast

B Raumbrandversuche zur Validierung

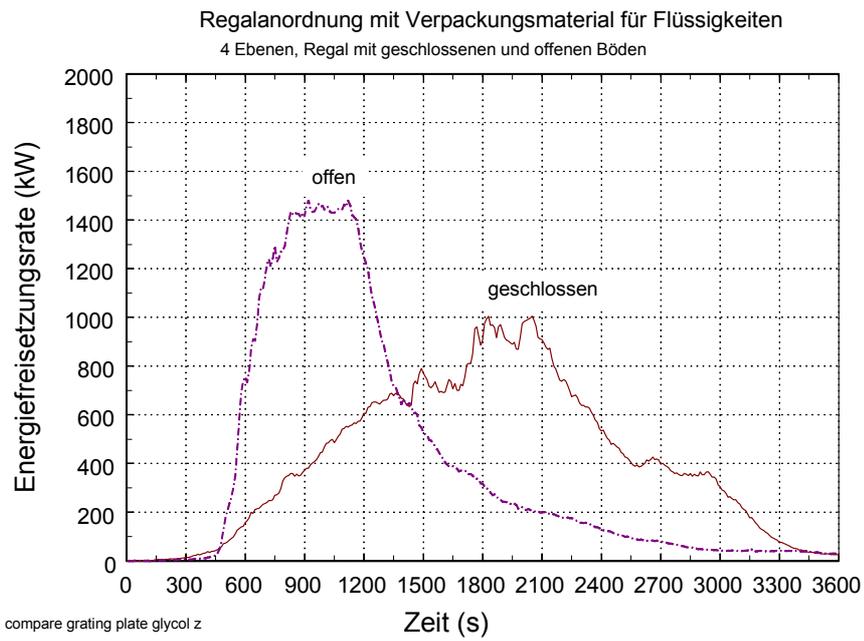


Bild B.3: Energiefreisetzungsrate im Vergleich zwischen den beiden Typen der Regalböden (geschlossen und Gitterrost)