

Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen

von

Dirk Walter Hollmann

Heft 215

Braunschweig

2011

ISBN 978-3-89288-199-5

ISSN 1439-3875

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig
zur Erlangung des Grades eines Doktoringenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

Eingereicht am	27.04.2011
Disputation am	12.07.2011
Berichterstatter	Prof. Dr-Ing. D. Hossler
	Prof. Dr-Ing. B. Kasal

Diese Dissertation ist über die Internetseite der Universitätsbibliothek
Braunschweig online zugänglich

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek

The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data are available in the Internet at <http://dnb.d-nb.de>.

Information bibliographique de la Deutsche Nationalbibliothek

La Deutsche Nationalbibliothek a répertorié cette publication dans la Deutsche Nationalbibliografie; les données bibliographiques détaillées peuvent être consultées sur Internet à l'adresse <http://dnb.d-nb.de>.

VORWORT

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Mitarbeiter im Fachgebiet Brandschutz und Grundlagen des Massivbaus des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Die Arbeit basiert zu einem großen Teil auf Ergebnissen, die innerhalb eines Innonet-Vorhabens gewonnen wurden, welches durch das Ministerium für Wirtschaft und Technologie (BMW) und neun Industriepartner gefördert wurde.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Hosser. Sein fachlicher Rat und das Stellen der „richtigen“ Fragen haben maßgeblich zum Erfolg der Doktorarbeit beigetragen. Ferner danke ich ihm für die großen Freiheiten, die ich bei meiner Forschungstätigkeit im Fachgebiet hatte.

Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Kasal danke ich für die Erstellung des zweiten Berichts und der Übernahme der damit verbundenen Mühen. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Kessel bedanke ich mich für die Mitwirkung als Prüfer und bei Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ohne die Unterstützung der Kollegen der Fraunhofer Gesellschaft wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen. Mein Dank gilt daher der Arbeitsgruppe von Herrn Dr.-Ing. D. Kruse vom Wilhelm Klauditz Institut (WKI) mit seinen Mitarbeitern Dr. B. Deppe, Dipl.-Ing. (FH) B. Gläser, Dipl.-Chem. H. Jeske und A. Lepadatu MSc. Ferner bedanke ich mich bei der Arbeitsgruppe von Dr. Gettwert des Instituts für chemische Technologie (ICT).

Bei allen Kollegen des Fachgebietes Brandschutz des iBMB und der Abteilung Brandschutz der MPA bedanke ich mich für die gute Zusammenarbeit und das freundliche Arbeitsklima, welches die Erstellung der Doktorarbeit sehr positiv beeinflusst hat. Darüber hinaus danke ich den studentischen Hilfskräften, die ebenfalls zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Für das Korrekturlesen bedanke ich mich bei meinen Kollegen Dr.-Ing. B. Kampmeier und Dipl.-Ing. C. Albrecht sowie bei Hendrikje und meiner Freundin Alexandra.

Meiner Familie danke ich für die Unterstützung und den großen Rückhalt auch in etwas schwierigeren Zeiten. Meiner Freundin Alexandra danke ich für das Verständnis und die Geduld nicht nur in der Woche, sondern auch an den Wochenenden häufig auf mich zu verzichten.

Braunschweig, im August 2011

Dirk Hollmann

KURZFASSUNG

Dem Baustoff Holz sind in der baulichen Anwendung Grenzen gesetzt, da die Bauordnungen der Bundesländer Mindestanforderungen in Bezug auf die Brennbarkeit der Baustoffe definieren. Die Musterbauordnung erlaubt den Einsatz von Holzkonstruktionen bis einschließlich der Gebäudeklasse 4. Die tragende und aussteifende Holzkonstruktion muss dazu jedoch durch eine brandschutztechnisch wirksame Bekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen gekapselt werden, um bei Brandeinwirkung eine Entzündung zu verhindern. Die Bauteile werden so über die statischen Erfordernisse hinaus vergrößert, und der natürliche Charakter des Holzes geht verloren.

Ein ganz neuer Ansatz zur Vermeidung einer Entzündung im Brandfall ist der Einsatz einer Hochleistungsbrandschutzbeschichtung, die als deckender oder transparenter Anstrich auf die Holzbauteile aufgetragen wird. Unter Temperatureinwirkung bildet sie eine voluminöse Schicht, die das Holz isoliert und seine Entzündung verhindert oder zumindest hinauszögert. Der Entzündungsschutz durch industriell gefertigte Produkte kann nach derzeitigem Stand der Forschung über mehr als 30 Minuten Normbrandbeanspruchung wirksam sein. In dieser Arbeit wird der Nachweis geführt, dass sich mit der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung die gleichen Schutzziele wie mit einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung ebenso zuverlässig erreichen lassen, obwohl die Beschichtung selbst streng genommen ein brennbarer Baustoff ist.

Der planende Ingenieur benötigt ein Bemessungswerkzeug, mit dem die Wirkung der Beschichtung auf den Entzündungsschutz und auf die Tragfähigkeit brandbeanspruchter Holzbauteile quantifiziert werden kann. Hierfür wird ein deterministisches Ingenieurmodell entwickelt. Dieses wird durch ein probabilistisch basiertes Sicherheitskonzept ergänzt, um die Einhaltung der gleichen Zuverlässigkeit wie bei Bauteilen mit brandschutztechnisch wirksamer Bekleidung nachweisen zu können. Damit gelingt es erstmalig, das Sicherheitsniveau von Bauteilen, die durch einen Dämmschichtbildner geschützt sind, rechnerisch zu belegen. Das entwickelte Modell wird anhand von Brandversuchen und Simulationsrechnungen überprüft und kalibriert.

Für die thermische Analyse beschichteter Querschnitte mussten vorab die temperaturabhängigen thermischen Materialkennwerte Rohdichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit der Schaumstruktur experimentell ermittelt und mathematisch beschrieben werden. Parameterstudien auf Basis des o. g. Ingenieurmodells haben gezeigt, dass sich die Tragfähigkeit von Balken und Stützen bei 30-minütiger Normbrandbeanspruchung durch die Beschichtung deutlich steigern lässt. Schlanke Holzstützen, die allein eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten nicht erreichen, können in Verbindung mit einer transparenten Beschichtung für einen Entzündungsschutz von weniger als 30 Minuten in die Feuerwiderstandsklasse R 30 eingestuft werden. Hingegen ist die Anwendung einer Beschichtung für 30 Minuten Entzündungsschutz auf Holzbauteilen mit geforderter Feuerwiderstandsklasse R 60 nicht zielführend, weil nach Verlust des Entzündungsschutzes infolge der Vorwärmung ein erhöhter Abbrand einsetzt und die Tragfähigkeit schnell absinkt. Flankierend zu dem entwickelten Ingenieurmodell für die Bemessung werden mit den Erkenntnissen aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen wichtige Grundsätze für die Konstruktion von Bauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtung abgeleitet, die sich zum Teil stark von bekannten Konstruktionsregeln unterscheiden.

ABSTRACT

FUNDAMENTALS AND DESIGN MODEL FOR VERIFICATION OF TIMBER COMPONENTS WITH HIGH PERFORMANCE FIRE RESISTANCE COATINGS

The use of timber in constructions is limited in Germany because the building codes require minimum requirements for the flammability of building materials. The model building code (MBO) allows timber constructions up to "Class IV" with five storey buildings. In this case the load bearing and stiffening components have to be encapsulated by a non-flammable cladding to prevent their ignition when a fire occurs. The cladding causes an increase in the dimensions of building components and the natural and aesthetic character of wood is lost.

A relatively new approach to avoid the ignition in case of a fire is the use of High Performance Fire Resistance Coatings (HPFRC) which are applied on timber components such as ordinary opaque or transparent paints. Under exposure to high temperatures it forms into a voluminous foam which insulates the wood and prevents ignition or at least delays it for some time. According to the state-of-the-art in science and research the ignition protection can be effective for more than 30 minutes under standard (ISO) fire exposure. In this work it is shown that HPFRC can reach the same fire safety objectives as non-flammable claddings although the coating itself is, strictly speaking, a flammable material.

The designing engineer needs a tool to quantify the protective effect of the coating both in terms of preventing ignition as well as the load bearing capacity of timber members during the fire process. For this reason, a deterministic design model was developed which is supplemented by a probabilistic safety concept to ensure the generally accepted safety levels in a quantitative manner. The developed model has been calibrated with various fire tests and simulations.

For the thermal analysis of coated cross sections the temperature-dependent thermal properties of the foam had to be determined and transferred to a mathematical model. The thermal properties are the bulk density, specific heat and thermal conductivity. On the basis of the design model, extensive parameter studies were performed. They have shown that load bearing capacity of beams and columns can be significantly improved for a standard (ISO) fire of 30 minutes. Slender columns that cannot reach a fire resistance rating of 30 minutes without any cladding or coating can be improved to European class R 30 rating using a transparent HPFRC which prevents ignition for less than 30 minutes. However it is not satisfactory to use a HFRPC with ignition protection of 30 minutes to strengthen timber members of European class R 30 up to R 60. This is because after ignition the burning rate of timber is very high as a result of pre-heating, so that the bearing capacity decreases quickly. Complementary to the development of the design model, the results of fire tests and simulations were used to derive construction rules for timber members with HFRPC. These partly differ extensively from the known rules for timber components with claddings.

INHALTSVERZEICHNIS**ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS****XIII****1 EINLEITUNG****1**

1.1 Problemstellung und Zielsetzung	1
1.2 Abgrenzung zu anderen Forschungsarbeiten.....	2
1.3 Vorgehensweise.....	3

2 STAND DER ERKENNTNISSE**5**

2.1 Brandschutzkonzepte im Holzbau	5
2.1.1 Brandschutzkonzepte nach Verordnungen.....	6
2.1.2 Leistungsorientierte Brandschutzkonzepte.....	7
2.2 Brandverhalten von Holz	8
2.2.1 Aufbau	8
2.2.2 Pyrolyse.....	8
2.2.3 Entzündungstemperatur	9
2.2.4 Abbrandrate.....	13
2.3 Brandschutztechnische Ertüchtigung von Holzkonstruktionen	16
2.3.1 Holzwerkstoffe	16
2.3.2 Bekleidungen aus nichtbrennbaren Baustoffen	17
2.3.3 Chemische Brandschutzsysteme	18
2.3.4 Neue Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen aus den InnoNet-Vorhaben20	
2.4 Bemessung von Holzkonstruktionen	21
2.4.1 Verfahren mit genauen Festigkeiten und Steifigkeiten	21
2.4.2 Verfahren mit ideellem Restquerschnitt.....	22
2.4.3 Nichtlineares vereinfachtes Verfahren	23
2.4.4 Verfahren für geschützte Konstruktionen	23
2.4.5 Bemessung mit genauen Verfahren	24
2.4.5.1 Thermische Analyse	24
2.4.5.2 Mechanische Analyse	27
2.5 Zulassungsgrundsätze für Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen	28

3 BRANDVERHALTEN BESCHICHTETER HOLZBAUTEILE**29**

3.1 Versuchsmethodik.....	29
3.1.1 Versuchseinrichtungen	30
3.1.1.1 Cone-Kalorimeter.....	30
3.1.1.2 SBI-Test.....	31
3.1.1.3 Fassaden-Laborbrandversuch	32
3.1.1.4 Fassaden-Großbrandversuch	34

3.1.1.5 Kleinbrandofen nach DIN 4102-8	36
3.1.1.6 Brandhäuser des iBMB	38
3.1.2 Vorgehensweise	39
3.1.3 Beschichtungssysteme	40
3.2 Pyrolyseverhalten im Cone-Kalorimeter.....	41
3.2.1 Untersuchung des 270 °C-Kriteriums.....	41
3.2.1.1 Abgedecktes Fichtenholz	41
3.2.1.2 Beschichtetes Fichtenholz.....	43
3.2.2 Allgemeine Untersuchungen zum Zündverhalten	44
3.2.3 Allgemeine Untersuchungen zur Energiefreisetzung	45
3.2.3.1 Referenz unbeschichtetes Fichtenholz.....	45
3.2.3.2 Beschichtetes Fichtenholz.....	46
3.2.3.3 Gesamtenergiefreisetzung	47
3.2.4 Temperaturprofile beschichteter und unbeschichteter Proben.....	48
3.3 Baustoffversuche	51
3.3.1 Bombenkalorimeter.....	51
3.3.2 Single-Burning-Item-Test	51
3.4 Brandversuche an Fassadenbekleidungen	54
3.4.1 Fassaden-Laborbrandversuche	54
3.4.2 Fassaden-Großbrandversuch	55
3.5 Bauteilversuche	58
3.5.1 Temperaturprofile und Abbrandraten beschichteter Massivholzteile.....	58
3.5.1.1 Eindimensionale Beflammung.....	58
3.5.1.2 Mehrdimensionale Beflammung	60
3.5.2 Konstruktionsdetails beschichteter Kleinbauteile	63
3.5.2.1 Gefachbereich Holztafelement	64
3.5.2.2 Kabeldose	65
3.5.2.3 Metallisches Anbauteil.....	66
3.5.2.4 Rahmenelement	68
3.5.2.5 Rohrdurchführung	69
3.5.2.6 Nagelplattenkonstruktionen.....	72
3.5.3 Brandversuche an Nagelplattenkonstruktionen	73
3.5.4 Kleinbrandversuch (1) mit Wand- und Deckenelement.....	76
3.5.5 Kleinbrandversuch (2) mit Wand- und Deckenelement.....	79
3.5.6 Kleinbrandversuch (3) mit Rauchdichtemessung.....	81
4 ERFÜLLUNG DER SCHUTZZIELE	87
4.1 Schutzzieldefinition entsprechend dem akzeptierten Sicherheitsniveau	87
4.1.1 Brandenstehungsphase	87
4.1.2 Vollbrandphase	87
4.2 Schutzzielерfüllung mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen	89

4.2.1	Brandentstehungsphase.....	89
4.2.2	Thermische Umsetzung in der Vollbrandphase.....	93
4.2.2.1	Ingenieurmodell für die Energiefreisetzungsrate	93
4.2.2.2	Auswirkungen auf den Verlauf des Vollbrandes	97
4.2.3	Feuerwiderstandsdauer und Hohlraumbrände	100
4.2.4	Zusammenfassung.....	100
4.3	Entwicklung eines Temperaturkriteriums für die Zulassungsprüfung	101
4.3.1	Entzündungstemperatur unter Glutbrandbedingungen.....	102
4.3.2	Erweiterung des Temperaturkriteriums nach DIN EN 13501-2.....	107
4.4	Zulassungsprüfungen.....	109
4.4.1	Allgemeines Prüfkonzept.....	109
4.4.2	Entzündungsschutz	110
4.4.2.1	Trägerplatte	110
4.4.2.2	Einbausituationen	111
4.4.2.3	Durchführung	111
4.4.2.4	Oberer und unterer Grenzwert der Schichtdicke.....	112
4.4.2.5	Prüfkriterien	112
4.5	Einordnung des Entzündungsschutzes in die deutsche Brandschutzphilosophie ...	113
5	GRUNDLAGEN DER THERMISCHEN ANALYSE	114
5.1	Numerische Untersuchungen.....	114
5.1.1	Validierung der Rechenprogramme.....	115
5.1.2	Gitterstudie	115
5.2	Thermische Materialkennwerte für langsam erwärmtes Holz.....	116
5.3	Wärmeleitung in Dämmschichtbildnern	118
5.3.1	Energetisches Modell	118
5.3.2	Theorie der Wärmeleitung poröser Medien	120
5.3.3	Parameterstudie für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit.....	125
5.4	Thermische Materialkennwerte der HLB	128
5.4.1	Modell für den Rohdichteverlauf.....	128
5.4.1.1	Submodell für den Schaumfaktor.....	131
5.4.2	Spezifische Wärmekapazität mittels DSC	132
5.4.3	Temperaturleitfähigkeit mittels TPS.....	133
5.4.3.1	Messprinzip.....	133
5.4.3.2	Materialkennwerte der unreaktierten Beschichtung	135
5.4.3.3	Materialkennwerte des Schaumes.....	135
5.4.3.4	Gültigkeitsbereich der TPS-Messungen für die Wärmeleitfähigkeit	138
5.4.4	Berechnung der Wärmeleitfähigkeit aus Brandversuchen.....	140
5.4.5	Zustand des abgeschlossenen Porenbildes	142

5.5 Wärmeleitwiderstand	143
5.5.1 Stationäres Modell	143
5.5.2 Instationäres Modell	144
5.5.3 Konsequenzen für die chemische Entwicklung	145
6 DETERMINISTISCHES BEMESSUNGSMODELL FÜR TRAGFÄHIGKEIT UND ENTZÜNDUNGSSCHUTZ	147
6.1 Bemessungsprinzip	147
6.1.1 Normiertes Verfahren mit ideellem Restquerschnitt	147
6.1.2 Erweiterung für beschichtete Holzbauteile	150
6.1.3 Diskussion alternativer Lösungsansätze	150
6.2 Standardisiertes Modell für die thermische Analyse	152
6.2.1 Problemstellung	152
6.2.2 Klassifizierungsversuche	152
6.2.3 Rechenmodell	154
6.2.3.1 Eindimensionaler Wärmeeintrag	154
6.2.3.2 Modellierung der Ecke	156
6.3 Parameterstudie	157
6.3.1 Matrix	157
6.3.2 Erste Erkenntnisse	158
6.4 Bemessung des Entzündungsschutzes	159
6.4.1 Bemessungsprinzip	159
6.4.2 Modell für $k_{\text{mod,fi,U/A}}$	160
6.5 Bemessung der Tragfähigkeit mit ideellen Querschnittswerten	162
6.5.1 Reale Abbrandtiefe d_{char}	163
6.5.2 Ideelle Abbrandtiefe d_0	167
6.5.2.1 Festigkeiten und Steifigkeiten unter Temperatureinwirkung	168
6.5.2.2 Modelle für d_0	170
6.5.2.3 Plausibilitätsprüfung	173
6.5.2.4 Vergleich mit Normverfahren	174
6.5.2.5 Dreiseitige Beflammung	175
6.6 Anwendung	176
6.6.1 Zugstäbe	177
6.6.2 Balken	178
6.6.3 Pendelstützen	179
6.6.4 Schlussfolgerungen	181
7 SICHERHEITSKONZEPT FÜR TRAGFÄHIGKEIT UND ENTZÜNDUNGSSCHUTZ	183

7.1 Stochastische Modelle.....	184
7.1.1 Modelle der Widerstandsseite	184
7.1.1.1 Holzfestigkeit und –steifigkeit	184
7.1.1.2 Trockenschichtdicke der HLB	185
7.1.1.3 Schutzdauer der HLB.....	187
7.1.2 Modelle der Einwirkungsseite	188
7.1.2.1 Ständige und veränderliche Einwirkungen.....	188
7.1.2.2 Brandraumtemperatur.....	188
7.1.2.3 Abbrandrate	189
7.1.3 Modellunsicherheiten.....	190
7.2 Erforderliche Zuverlässigkeit von Bauteilen im Brandfall.....	191
7.2.1 Nachweismethoden	191
7.2.2 Zuverlässigkeit im Naturbrandmodell	192
7.2.3 Zuverlässigkeit im ETK-Modell	194
7.2.3.1 Versuch.....	194
7.2.3.2 Normierte Rechenverfahren.....	195
7.2.4 Definition der Zielversagenswahrscheinlichkeit beschichteter Holzbauteile .	198
7.3 Untersuchung beschichteter Bauteile	199
7.3.1 Balken	201
7.3.2 Stützen	204
7.4 Ableitung des Sicherheitsformats für die Tragfähigkeit	205
7.4.1 Allgemeine Vorgehensweise	205
7.4.2 Teilsicherheitsbeiwert für HLB.....	206
7.5 Ansatz des Entzündungsschutzes in leistungsorientierten Konzepten	210
7.5.1 Festlegung des Schutzziels am Beispiel der Versammlungsstätte.....	210
7.5.2 Formulierung des Grenzzustandes	211
7.5.3 Herleitung eines Sicherheitsformats.....	213
8 BRANDSCHUTZGERECHTES KONSTRUIEREN	217
8.1 Flächenbauteile	217
8.1.1 Problempunkt Außenecken	217
8.1.2 Innenecke mit verschiedenen Baustoffen.....	218
8.1.3 Rauchdichtigkeit	219
8.1.4 Türanschlüsse	219
8.1.5 Konsollasten	220
8.2 Installationen	220
8.2.1 Elektrische Leitungen innerhalb der Bauteile	220
8.2.2 Vorwandebene	220
8.2.3 Rohrdurchführungen.....	221

8.3 Feuerwiderstandsdauer (R-Kriterium).....	222
8.3.1 Stabförmige Tragglieder	222
8.3.2 Nagelplattenbinder	222
8.3.2.1 Konstruktion und Beschichtungssystem	222
8.3.2.2 Steifigkeitsverhalten	224
8.4 Fassaden	226
8.5 Vorbehandlung der Oberflächen	227
9 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	228
9.1 Zusammenfassung	228
9.2 Ausblick	230
LITERATUR	231
ANHANG	247
A1 Ergebnisse von Versuchen im Cone-Kalorimeter	247
A2 Vergleich der Temperaturprofile aus Versuchen und Nachrechnung	255
A3 TGA und DSC - Messungen	261
A4 Thermische Materialkennwerte aus Rückrechnung der Kleinbrandversuche	263
A5 Rechenwerte der thermischen Materialkennwerte für standardisierte thermische Analyse	267
A6 Nachweis- und Grenzzustandsgleichungen	269

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

Große Lateinische Buchstaben

A	Fläche, Frequenzfaktor
A_{ef}	effektive Fläche
A_{id}	ideelle Fläche
A/V	Profilmfaktor für Stahlbauteile (Quotient Umfangafläche zu Volumen)
B	Breite
C_N	Verschiebungsmodul
E	Elastizitätsmodul
E_a	Aktivierungsenergie
EF	Expansionsfaktor
F_s	Personenstrom
G_k	charakteristische ständige Einwirkung
Gr	Grashofzahl
H	Energie / Höhe
H_u	unterer Heizwert
$I_{y,ef}$	effektives Flächenträgheitsmoment 2. Grades
$I_{y,id}$	ideelles Flächenträgheitsmoment 2. Grades
L_{min}	minimale Weglänge
M	Masse
M_0	Anfangsmasse
M_{Ho}	Holzmasse
N	Personenzahl
Pr	Prandtlzahl
Q_k	charakteristische veränderliche Einwirkung
R	Wärmeleitwiderstand / allgemein Widerstandsgröße
R_a	Rayleighzahl
S	Stress (Einwirkung)
SF	Schaumfaktor
SF_{OG}	oberer Grenzwert für SF
SF_{UG}	unterer Grenzwert für SF
$T_{BR,0}$	Brandraumtemperatur ohne immobile Brandlast
$T_{BR,HLB}$	Brandraumtemperatur mit beschichteten Holzbauteilen
T_{GR}	Temperatur in der Grenzschicht
T_m	mittlere Temperatur in der Pore

Abkürzungsverzeichnis

T_{∞}	absolute Temperatur des umgebenden Raumes
T_{ig}	Entzündungstemperatur
$T_{krit.}$	Kritische Temperatur
$T_{Rd,fi}$	Traglast im Brandfall
$T_{Rd,fi,0}$	Traglast in der 0. Brandminute
U/A	U/A-Wert (beflammter Umfang/Querschnittsfläche)
V	Volumen, Variationskoeffizient
V_e	Porenvolumen (Würfelporenmodell)
V_{Stege}	Feststoffvolumen (Würfelporenmodell)
Z	Grenzzustand

Kleine Lateinische Buchstaben

a	Temperaturleitzahl, Temperaturleitfähigkeit des Zellgases
b_m	mittlere Porenbreite (Würfelporenmodell)
c_p	spezifische Wärmekapazität
d_0	ideelle Abbrandtiefe
$d_{char,n}$	rechnerische Abbrandtiefe
d_{ef}	effektive Verkohlungstiefe
e	absolute Ausmitte
f_c	Druckfestigkeit parallel zur Faser
f_m	Biegefestigkeit
f_t	Zugfestigkeit parallel zur Faser
g	Fallbeschleunigung
h_0	Querschnittshöhe in der 0. Brandminute
i	Laufvariable
k	Beiwert zur Berechnung von Fraktilwerten
k_0	Vorfaktor für ideelle Abbrandtiefe
$k_{dur,fi}$	Faktor zur Berücksichtigung der Alterung
$k_{mod,fi,U/A}$	Umrechnungsfaktor für Brandeinwirkung
$k_{sc,fi}$	Maßstabsfaktor
k_T	Faktor zur Beschreibung der Temperaturerhöhung
k_{\ominus}	Abminderungsfaktor für temperaturabhängige mechanische Holzeigenschaften
l	Schaumdicke
l_0	Anfangsschichtdicke
m	Steigung
\dot{m}	Abbrandrate als Massenverlustrate

\dot{m}_{HLB}	Abbrandrate der HLB
\dot{m}_{HO}	Abbrandrate des Holzes
p_f	Versagenswahrscheinlichkeit
\dot{q}	flächenbezogene Energiefreisetzungsrate
q_{im}	immobiler, flächenbezogener Brandlast
q_{mo}	mobiler, flächenbezogener Brandlast
r	Radius
s	Standardfehler
s_k	Knicklänge
s_p	Porendurchmesser
t_{char}	Dauer des Abbrandes
t_{ig}	Zündzeitpunkt
t_{pr}	Schutzdauer der Beschichtung
$t_{pr,0,d}$	Bemessungswert der eindimensionalen Schutzdauer
$t_{pr,0,k}$	charakteristischer Wert der eindimensionalen Schutzdauer
$t_{pr,0,M}$	Mittelwert der eindimensionalen Schutzdauer
$t_{Rd,fi}$	bezogene Traglast im Brandfall
t_{therm}	Eindringzeit der thermischen Welle
$t_{passage}$	Zeit für das Passieren einer Engstelle
t_{Weg}	Laufzeit
u	Modellunsicherheitsfaktor
v	Aufheizgeschwindigkeit / Laufgeschwindigkeit
v_{therm}	Eindringgeschwindigkeit der thermischen Welle
y	y-Achsen-Abschnitt
z	Hebelarm

Griechische Buchstaben

α	Sensitivitätsfaktor
α_0	Mechanischer Auslastungsgrad in der 0. Brandminute
Δ	Differenz
∇	Temperaturgradient in der Stoffschicht
α_c	konvektiver Wärmeübergangswiderstand
β	Sicherheitsindex, Wärmeausdehnungskoeffizient des Zellgases
β_0	eindimensionale Abbrandrate

Abkürzungsverzeichnis

β_n	ideelle Abbrandrate
$\gamma_{M,fi}$	Teilsicherheitsbeiwert der Materialeigenschaften im Brandfall
$\gamma_{M,UA}$	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung des U/A-Wertes
$\gamma_{M,tp,r}$	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der eindimensionalen Schutzdauer
ε	Emissionszahl
η_{fi}	Beiwert zur Berechnung der Einwirkungen im Brandfall
χ	Verbrennungseffektivität
k_1 / k_2	Umrechnungsfaktoren für die Abbrandraten nach dem Entzünden
λ	Wärmeleitfähigkeit / Schlankheit
$\lambda_{\text{äq}}$	äquivalente Wärmeleitfähigkeit
μ	Mittelwert
ν	Kinematische Viskosität
ρ	Rohdichte
ρ_0	Anfangsrohdsichte
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante
Ψ	Sphärizität eines Würfels / Porosität / Kombinationsbeiwert

Abkürzungen

DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
EC5	Eurocode DIN EN 1995-1-2
EOTA	European Organisation for Technical Approvals
ETA	European Technical Approval
ETAG	European Technical Approval Guideline
ETK	Einheitstemperaturzeitkurve
FIGRA	Fire Growth Rate (Feuerwachstumswert)
GKF	Gipskarton – Feuerschutz - Platte
HLB	Hochleistungsbrandschutzbeschichtung
iBMB	Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig
ICT	Fraunhofer Institut für chemische Technologien
IN	Entwicklungslinie 1-komponentiger Beschichtungssysteme
NE	Nutzungseinheit
OKF	Oberkannte des fertigen Fußbodens
RAB	Entwicklungslinie 2-komponentiger Beschichtungssysteme
RHR	Rate of Heat Release (Energiefreisetzungsrate)
SEF	Beschichtungssystem des statischen Eigenforschungsvorhabens des WKI

SBI-Test	Single Burning Item Test
THR	Total Heat Release (Gesamtenergiefreisetzung)
THS	Transient-Hot-Strip-Verfahren
TPS	Transient-Plane-Source-Verfahren
WKI	Fraunhofer Wilhelm-Klauditz-Institut für Holzforschung

1 EINLEITUNG

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Während der Baustoff Holz nach dem 2. Weltkrieg immer mehr an Bedeutung verlor und in den 1960'er Jahren bereits den Tiefpunkt seiner Verwendung erreichte, erfreut sich Holz heutzutage immer größerer Beliebtheit – insbesondere vor dem Hintergrund der Gefahren des Klimawandels [GI08].

In der baulichen Anwendung sind dem Baustoff Holz jedoch Grenzen gesetzt, da die Bauordnungen der Bundesländer Mindestanforderungen in Bezug auf die Brennbarkeit der Baustoffe und die Feuerwiderstandsdauer der Bauteile definieren. Die Musterbauordnung MBO in der Fassung des Jahres 2008, in Verbindung mit der Muster-Holzbaurichtlinie, erlaubt den Einsatz von Holzkonstruktionen bis einschließlich der Gebäudeklasse 4. Die tragende und aussteifende Holzkonstruktion muss jedoch durch Beplankungen gekapselt werden, damit innerhalb einer Branddauer von 60 Minuten weder die Tragfähigkeit verloren geht, noch die Holzkonstruktion entzündet. Diese Bekleidung muss aus nichtbrennbaren Baustoffen bestehen. Folglich werden die tragenden Bauteile vergrößert und der natürliche, ästhetische Charakter des Holzes geht verloren. Die Forschungsarbeit zur Muster-Holzbaurichtlinie, welche die konstruktive Durchbildung der Bekleidung regelt, wurde maßgeblich durch das Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) beeinflusst [HB01]. Weitere Forschungsarbeiten am iBMB zeigen, dass die Einhaltung des Sicherheitsniveaus unter Ansatz bestimmter kompensatorischer Maßnahmen in der Gebäudeklasse 4 auch dann möglich ist, wenn der Entzündungsschutz auf 30 oder sogar weniger Minuten reduziert wird [Ka08].

Ein ganz neuer Ansatz zur Erlangung des erforderlichen Entzündungsschutzes ist der Einsatz einer Hochleistungsbrandschutzbeschichtung, im Folgenden HLB genannt, die in den InnoNet Forschungsvorhaben [INO05] und [INO09] entwickelt wurde. Die HLB wird als deckender oder transparenter Anstrich auf die Holzbauteile aufgetragen. Bei Brandbeanspruchung bildet sie eine voluminöse Schicht, die das darunter liegende Holz isoliert und seine Entzündung verhindert bzw. hinauszögert. Es wurden Laborformulierungen erforscht, die die Entzündung des Holzes für eine Dauer von über 30 Minuten verhindern können. Derartige Brandleistungen sind im chemischen Holzbrandschutz bisher nicht bekannt. Für Stahlkonstruktionen existieren schon seit längerer Zeit Beschichtungssysteme zur Verbesserung der ansonsten eher geringen Feuerwiderstandsdauer. Diese Produkte sind jedoch nicht auf Holz anwendbar, da sie aufgrund hoher Initialtemperaturen des Intumeszenzprozesses die Entzündung nur für einen kurzen Zeitraum hinauszögern können.

Simon [Si06] und *Kruse* [Kr10] beschreiben die Entwicklung der HLB von der Grundidee bis hin zum Einsatz unter Vollbrandbedingungen entsprechend der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102-2. Es fehlt jedoch noch der Nachweis, dass dieses völlig neue Produkt auch in der Lage ist, die Schutzziele einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung im Sinne der

Muster-Holzbaurichtlinie mit ausreichender Sicherheit zu erfüllen, da es streng genommen selbst ein brennbarer Baustoff ist. Ziel dieser Arbeit ist es, diesen Nachweis zu führen.

Dafür ist zu untersuchen, unter welchen Randbedingungen die HLB in der Lage ist, die Beplanung entsprechend der Muster-Holzbaurichtlinie zu ersetzen. Der planende Ingenieur benötigt ferner ein Bemessungswerkzeug, mit dessen Hilfe die Schutzwirkung der HLB sowohl für den Entzündungsschutz als auch für die Tragfähigkeit brandbeanspruchter Bauteile quantifiziert werden kann. Das Sicherheitsniveau beschichteter Bauteile darf am Ende nicht niedriger sein als jenes der etablierten Bauweisen. Ferner werden Angaben hinsichtlich der konstruktiven Durchbildung benötigt, da sich die Forschungsarbeiten von *Simon* [Si06] und *Kruse* [Kr10] zunächst auf die Entwicklung hinsichtlich der Brand- und Gebrauchseigenschaften der HLB konzentrierten.

1.2 Abgrenzung zu anderen Forschungsarbeiten

Das Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der TU Braunschweig, die Institute Wilhelm-Klauditz-Institut für Holzforschung (WKI) und Institut für chemische Technologien (ICT) der Fraunhofer-Gesellschaft sowie weitere Experten des Holzbaus und mehrere Industriepartner führten gemeinsam zwei InnoNet-Projekte [INO05], [INO09] zur Entwicklung der HLB durch. Aus den beiden Projekten sind zunächst die Arbeiten von *Simon* [Si06] und *Kruse* [Kr10] hervorgegangen.

Während *Simon* [Si06] die chemischen Grundlagen erforscht, entwickelt *Kruse* [Kr10] diese für den Einsatz unter Vollbrandbedingungen und hinsichtlich der allgemeinen Gebrauchseigenschaften weiter. Beide Autoren beschäftigen sich jedoch nur am Rande mit Fragestellungen der Bemessung und Konstruktion von Bauteilen, die durch die HLB geschützt werden.

Die vorliegende Arbeit ist die dritte Dissertation auf Basis der beiden InnoNet-Projekte. Ausgangsbasis ist das von *Kruse* [Kr10] übergebene Produkt. Es wird folglich keine chemische Entwicklungsarbeit mehr betrieben. Während *Kruse* die durchgeführten Normbrandversuche ausschließlich hinsichtlich der Brandleistung der HLB auswertet, wird in dieser Arbeit der Fokus auf die Weiterentwicklung und Verifizierung von Rechenmodellen sowie die Ableitung von Konstruktionsregeln gelegt. Die Arbeiten bauen chronologisch aufeinander auf, sodass es zu keinen inhaltlichen Überschneidungen kommt.

Aufgrund der Bedarfsanalysen und Leistungskriterien von *Kruse* [Kr10] können nun mithilfe der HLB bestehende Brandschutzprobleme in folgenden Anwendungsbereichen einer Lösung zugeführt werden:

1. Fußböden und Treppen
2. Tragende Wände und Stützen
3. Decken
4. Türen und Festverglasungen
5. Fassadenansicht und Hinterlüftungsspalt
6. Nagelplattenbinder.

1.3 Vorgehensweise

In Kapitel 2 wird zunächst der Stand der Erkenntnisse dargelegt. Der Schwerpunkt liegt insbesondere auf den Brandeigenschaften des Holzes und den bereits etablierten Schutzsystemen und Bemessungsmodellen als Ausgangsbasis für die eigenen Modelle. In Kapitel 3 werden die selbst geplanten und durchgeführten Versuche hinsichtlich des Brandverhaltens beschichteter Holzbauteile beschrieben. Dieses geschieht im deutlich reduzierten Umfang gegenüber dem Forschungsbericht [INO09], da nur die für die Zielsetzung dieser Arbeit relevanten Erkenntnisse dargestellt werden. Die Brandversuche dienen der Herleitung von Konstruktionsregeln und der Überprüfung von Rechenmodellen, insbesondere bezüglich des allgemeinen Brandverhaltens und der thermischen Belastung der Holzquerschnitte vor und nach Versagen der Beschichtung. In Kapitel 4 wird untersucht, unter welchen Randbedingungen die HLB in der Lage ist, die Schutzziele des baulichen Brandschutzes entsprechend dem allgemein akzeptierten Sicherheitsniveau einzuhalten. Dabei wird der besonderen Frage nachgegangen, inwiefern die Baustoffkombination HLB auf Holz vergleichbare Brandeigenschaften wie die klassischen nicht-brennbaren Baustoffe Mauerwerk, Beton und Gips aufweist. Ferner werden die Prüfkriterien für den Entzündungsschutz wissenschaftlich untermauert. Mit den Informationen des Kapitels 4 wäre es möglich, die HLB auf Basis von Brandprüfungen zuzulassen. Ziel dieser Arbeit ist jedoch darüber hinaus die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens, welches den rechnerischen Nachweis des Entzündungsschutzes und der Feuerwiderstandsdauer von Holzbauteilen ermöglicht. Wesentliche Grundlage des Bemessungsverfahrens sind die Temperaturfelder innerhalb der Querschnitte. Um diese mit Hilfe von Simulationen bestimmen zu können, werden in Kapitel 5 die Grundlagen für die thermische Analyse dargelegt. Ziel des Kapitels ist die ingenieurmäßige Beschreibung der thermischen Materialeigenschaften der Schaumstruktur. Hierfür werden Laborversuche und Simulationen der Brandversuche des Kapitels 3 durchgeführt. In Kapitel 6 wird ein deterministisches Bemessungsmodell für die Tragfähigkeit und den Entzündungsschutz erarbeitet. Um das Bemessungsmodell allgemein für jedes beliebige Produkt anwenden zu können, werden entsprechende Schutzsysteme ähnlich wie Holzfestigkeitsklassen normiert. Die beschichteten Bauteile müssen die Tragfähigkeit im Brandfall auf demselben Sicherheitsniveau erreichen wie die bereits etablierten Bauweisen. In logischer Konsequenz wird in Kapitel 7 ein Sicherheitskonzept für die Tragfähigkeit und den Entzündungsschutz beschrieben. Die probabilistischen Rechnungen erfolgen mittels Verfahren zweiter Ordnung. Anhand des Beispiels einer Versammlungsstätte wird gezeigt, inwiefern innerhalb leistungsorientierter Brandschutzkonzepte nichtbrennbare Baustoffe durch beschichtete Holzkonstruktionen mit ausreichendem Entzündungsschutz ersetzt werden können. Damit werden nach Kenntnisstand des Autors dieser Arbeit erstmals Bauteile mit Dämmschichtbildnern probabilistisch untersucht. Die Vorgehensweisen dieser Arbeit sind auch auf den Stahlbrandschutz übertragbar, um Optimierungen hinsichtlich des Materialeinsatzes zur Erlangung des geforderten Sicherheitsniveaus in Zukunft nicht nur auf Basis von Versuchen durchführen zu müssen. Der Abschluss erfolgt in Kapitel 8 mit der Darstellung wesentlicher Konstruktionshinweise, da die Anwendung der HLB durchaus einige Besonderheiten mit sich bringt. Die Ausführungen in Kapitel 8 sollen deutlich zeigen, wo die we-

sentlichen Unterschiede zwischen der baulichen Durchbildung der brandschutztechnisch wirksamen Beplankung entsprechend Muster-Holzbaurichtlinie und der HLB liegen. Kapitel 9 fasst die Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf sinnvoller Weise noch durchzuführende Forschungsarbeiten, die im Rahmen der beiden Projekte [INO05] und [INO09] noch nicht realisiert werden konnten.

2 STAND DER ERKENNTNISSE

Der Einbau von Holz wird einerseits durch die materiellen Anforderungen der Bauordnungen beschränkt und andererseits sind am Markt etablierte brandschutztechnische Ertüchtigungen des brennbaren Baustoffes auf Basis von Plattenwerkstoffen aus ästhetischen Gründen nicht immer gewünscht, da der Holzcharakter verloren geht [KK05]. Grundgedanke dieser Arbeit und der vorhergehenden Forschungsvorhaben [INO05] und [INO09] ist die Erweiterung der Anwendungsbereiche des Baustoffes Holz mit Hilfe von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen (HLB).

Dieses Kapitel beschreibt die Ausgangsbasis für die Erweiterung der Anwendungsbereiche - sowohl in baustofftechnologischer, bemessungstechnischer als auch in konzeptioneller Hinsicht. Im Einzelnen werden folgende Themenstellungen behandelt: die brandschutztechnische Konzeption von Gebäuden, das Brandverhalten von Holz, Möglichkeiten der brandschutztechnischen Ertüchtigung, die statisch konstruktive Bemessung im Brandfall und die bereits vorhandenen prüftechnischen Voraussetzungen zur Erlangung eines Verwendbarkeitsnachweises für die HLB. Die Themenstellungen greifen teilweise erheblich ineinander. So ist es beispielsweise nicht möglich, die erforderliche Zuverlässigkeit für den Tragwiderstand beschichteter Holzbauteile unabhängig von den Anforderungen der jeweiligen Brandschutzkonzeption festzulegen.

2.1 Brandschutzkonzepte im Holzbau

Das Baurecht, und damit auch der bauliche Brandschutz, werden als Teil des Ordnungsrechts in Deutschland jeweils durch die Bundesländer geregelt. Dazu werden Bauordnungen, Sonderbauverordnungen und Richtlinien verabschiedet bzw. erlassen. Weiterhin regeln die Listen der technischen Baubestimmungen, welche Normen und Regeln der Technik von den Bauschaffenden verpflichtend zu beachten sind. Da die Anforderungen an den Brandschutz durch das föderale System der Bundesrepublik von Bundesland zu Bundesland in der jeweiligen Bausituation unterschiedlich sein können, wird in dieser Arbeit auf die MBO der Fassung von 2008 Bezug genommen. Das Muster wird von der Bauministerkonferenz (ARGEBAU) erarbeitet und hat eine Leitfunktion für die Novellierungen der Landesbauordnungen. Als weitere Richtlinie wird die Muster-Holzbaurichtlinie herangezogen, da diese den Einsatz von hölzernen Tragkonstruktionen im Bereich der Gebäudeklasse 4 (MBO) regelt. Das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) veröffentlicht jährlich die Bauregelliste. In der Bauregelliste werden technische Regelwerke bekannt gemacht, deren Umsetzungen die gesetzlichen Anforderungen an Bauprodukte und Bauarten sicherstellen.

Im Rahmen leistungsorientierter Brandschutzkonzepte ist es möglich, von den materiellen Anforderungen der MBO abzuweichen, wenn der Erhalt des Sicherheitsniveaus durch kompensatorische Maßnahmen gewährleistet wird.

2.1.1 Brandschutzkonzepte nach Verordnungen

In der MBO werden sämtliche bauordnungsrechtlichen Belange geregelt, wobei der Brandschutz nur einen Aspekt von vielen darstellt. In § 3 wird gefordert, dass eine bauliche Anlage die öffentliche Sicherheit und Ordnung sowie die Grundlagen natürlichen Lebens nicht gefährden darf. Eine Konkretisierung der grundsätzlich einzuhaltenden Schutzziele des baulichen Brandschutzes erfolgt ferner in § 14. Diese Schutzziele sind: der Brandentstehung und -ausbreitung vorbeugen und die Rettung von Menschen und Tieren sowie wirksame Löscharbeiten ermöglichen.

Im Brandschutzkonzept der MBO werden Gebäude normaler Art und Nutzung behandelt, womit Wohn- und Bürogebäude und vergleichbar genutzte Gebäude gemeint sind. Je nach Höhe, Größe der Nutzungseinheiten und Lage auf dem Grundstück sind die verschiedenen Bauten auch unterschiedlichen Risiken unterworfen. Das jeweilige Risiko wiederum führt zu verschiedenen Anforderungen an Baustoffe und Bauteile, welche in den §§ 26 – 41 der MBO formuliert werden. Um das Risiko quantifizieren zu können, werden in § 2 der MBO fünf Gebäudeklassen eingeführt. Die Unterscheidung erfolgt im Wesentlichen auf Basis der Höhe des Fußbodens (OKF) des obersten Aufenthaltsraumes gegenüber dem Gelände sowie der Anzahl und Größe der Nutzungseinheiten (NE), siehe Bild 2.1.


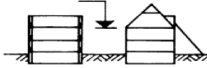
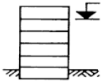
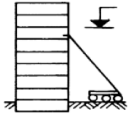
Gebäudeklassen nach MBO 2002				
1	2	3	4	5
Freisteh. Gebäude OKF ≤ 7m; ≤ 2 NE oder: landw. Gebäude	OKF ≤ 7 m		7m < OKF ≤ 13m NE < 400m²	OKF > 13m (außer Sonderbauten)
	≤ 2 NE	≥ 3 NE		
				

Bild 2.1 Gebäudeklassen nach MBO 2002

Die MBO führt weiterhin in § 2 eine Reihe von Sonderbauten auf (z. B. Versammlungsstätten oder Krankenhäuser), aus deren Nutzung besondere Risiken erwachsen. Hierfür existieren zum Teil Sonderbauverordnungen oder -richtlinien.

Die Muster-Holzbaurichtlinie dient insbesondere der Präzisierung der brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung entsprechend § 26 MBO, vgl. auch Abschnitt 2.3.2, die für Objekte der Gebäudeklasse 4 erforderlich ist, sofern die tragenden und aussteifenden Strukturen aus Holz errichtet werden. Die Richtlinie gilt für Holztafel-, Holzrahmen- und Fachwerkbauweisen. Das brandschutztechnische Sicherheitsniveau in Objekten der Gebäudeklasse 4 wird nicht durch die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung allein erfüllt. Vielmehr ist eine Betrachtung des Gesamtsystems mit allen Anschlüssen und Installationen erforderlich. Die Muster-Holzbaurichtlinie gibt deshalb auch Konstruktionsdetails vor. Die Untersuchungen dieser Arbeit werden zeigen,

unter welchen Umständen die HLB in der Lage ist, die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung zu ersetzen.

2.1.2 Leistungsorientierte Brandschutzkonzepte

Bei Bestandsbauten und insbesondere bei denkmalgeschützten Konstruktionen können die materiellen Anforderungen des Bauordnungsrechts häufig nicht oder nur unter besonders großem Aufwand erfüllt werden. Vom baurechtlichen Standard kann innerhalb eines ganzheitlichen Brandschutzkonzeptes abgewichen werden, wenn die Einhaltung des Sicherheitsniveaus unter Einsatz kompensatorischer Maßnahmen sichergestellt wird. Die Musterbauordnung regelt diese Vorgehensweise in § 67.

Geburtig [Ge08] erläutert an einigen Beispielen, wie im Rahmen eines leistungsorientierten Brandschutzkonzeptes, insbesondere im Holzbau des Bestandes, die brandschutztechnischen Schutzziele erfüllt werden können. Im Rahmen von Kompensationen baulicher Mängel benennt *Geburtig* [Ge08] sowohl anlagentechnische als auch organisatorische Brandschutzmaßnahmen, die das Sicherheitsniveau trotz materieller Mängel der Konstruktionen sicherstellen.

Zum Nachweis des Sicherheitsniveaus des Tragwerks werden immer häufiger Ingenieurmethoden des Brandschutzes verwendet, wobei die entsprechenden Rechenverfahren mit der Einführung der Eurocodes in Deutschland zugelassen werden [So08]. Das erforderliche Sicherheitskonzept wurde von *Hosser et al.* [Ho08] erarbeitet. Mit Eurocode DIN EN 1995-1-2 steht auch dem Holzbau generell die Möglichkeit der Anwendung von Ingenieurmethoden offen – jedoch im Umfang sehr begrenzt, sofern der Vergleich zu den Baustoffgattungen Stahlbeton, Verbundbau und Stahl gezogen wird.

Neben dem Nachweis des Tragwiderstandes der Konstruktion werden Ingenieurmethoden auch zum Nachweis der Personensicherheit oder der Rauchfreihaltung verwendet. Entsprechende Grundlagen zur Definition der Schutzziele und der zu untersuchenden Szenarien sowie Anwendungsbeispiele finden sich im *Leitfaden Ingenieurmethoden im Brandschutz* [Ho09]. In [Ho09a] wird ferner eine Reihe von Bestandsgebäuden des Bundes auf Basis von Ingenieurmethoden des Brandschutzes untersucht. Es zeigt sich, dass in der Literatur zahlreiche Grundlagen bzw. Eingangsdaten vorhanden sind, um das brandschutztechnische Sicherheitsniveau eines Gebäudes objektiv zu beurteilen.

Für den mehrgeschossigen Holzbau der Gebäudeklasse 4 gemäß MBO erarbeitete *Kampmeier* [Ka08] Lösungen abweichend von der Muster-Holzbaurichtlinie, welche die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung gegenüber der Richtlinie bis hin zur reinen Holzmassivbauweise reduzieren, ohne dabei das allgemein akzeptierte brandschutztechnische Sicherheitsniveau zu beeinträchtigen. Die erforderlichen Kompensationsmaßnahmen werden in der Arbeit mit einer semi-quantitativen Indexmethode nachgewiesen. Die Arbeit von *Kampmeier* [Ka08] bildet derzeit die Grundlage für die Anwendung der HLB in Objekten der Gebäudeklasse 4, da ein Entzündungsschutz für 60 Minuten noch nicht realisierbar ist [INO09].

2.2 Brandverhalten von Holz

Holz ist ein Naturstoff, der bei erhöhten Temperaturen einer Reihe chemischer Reaktionen unterliegt und verschiedene physikalische Zustände durchläuft [Ma91]. Deren Kenntnis ist für das Verständnis des Abbrandverhaltens und der Änderung der mechanischen Widerstandsgrößen erforderlich. Die folgenden Abschnitte beschreiben zunächst den Aufbau des Holzes und die Pyrolyse. Im Anschluss daran erfolgt die Darstellung der beiden wesentlichen Eigenschaften Entzündungstemperatur und Abbrandrate, welche für die brandschutztechnische Bemessung tragender Holzbauteile und die Definition der Anforderungen an den Entzündungsschutz von besonderer Bedeutung sind.

2.2.1 Aufbau

In zahlreichen Untersuchungen wurde der chemische Aufbau des Holzes thematisiert, z. B. [Ma91], [Li03] und [FW84]. Holz besteht aus makromolekularen und niedermolekularen Verbindungen. Die makromolekularen Verbindungen teilen sich in Polysaccharide und in Lignin auf, wobei bei den Polysacchariden nochmals Cellulose und Polyosen zu unterscheiden sind. Die niedermolekularen Verbindungen sind zum einen die organischen Extraktstoffe und zum anderen die anorganischen Aschen.

Holz besteht zu 65 bis 75 % aus Polysacchariden, wobei die Cellulose hiervon mit einem Anteil von 40 bis 50 % den Hauptbestandteil von Nadel- und Laubhölzern ausmacht. Das Lignin hat einen Anteil von 20 bis 40 % und ist im Nadelholz mehr vorhanden als im Laubholz. Die Extraktstoffe sind beispielsweise Terpene, Öle, Wachse und Fette. Bei den einheimischen Hölzern liegt ihr Anteil unter 10 %. Der Aschegehalt ist sehr gering und beträgt maximal 0,5 %.

2.2.2 Pyrolyse

Das Pyrolyseverhalten von Holz unterteilt *Bobacz* [Bo06] allgemein in 5 temperaturabhängige Phasen die durch die Angaben in [Pe03] und [Hu95] bestätigt werden:

1. Phase – Temperaturen ≤ 100 °C

Temperaturanstieg und Austrocknung des freien Wassers

2. Phase – Temperaturen 100 °C – 105 °C

Verlust des adsorptiv gebundenen Wassers

3. Phase – Temperaturen 105 °C – 250 °C

Wärmespeicherung und langsame Zersetzungsreaktionen

4. Phase – Temperaturen 250 °C – 400 °C

Bei Temperaturen über 300 °C starke Zersetzungsreaktionen, voll entwickelte Pyrolyse, Intervall der Entzündungstemperaturen

5. Phase – Temperaturen > 400 °C

Pyrolyse der Holzkohle, die gesamte Biomasse reagiert zu Holzkohle.

Die Geschwindigkeit der Pyrolyse ist von verschiedenen Parametern abhängig, wobei die Intensität der Reaktionen mithilfe der Energiefreisetzung als Indikator bestimmt werden kann. Bild 2.2 zeigt den Verlauf der Energiefreisetzungsrates von Douglasie bei einer DSC-Messung, wobei 3 verschiedene Atmosphären untersucht wurden: reiner Sauerstoff, Luft und reiner Stickstoff. Demnach sinkt die Energiefreisetzung mit sinkendem Sauerstoffgehalt in der Atmosphäre, bis bei reinem Stickstoff keine freiwerdende Energie mehr gemessen werden kann [Ba03].

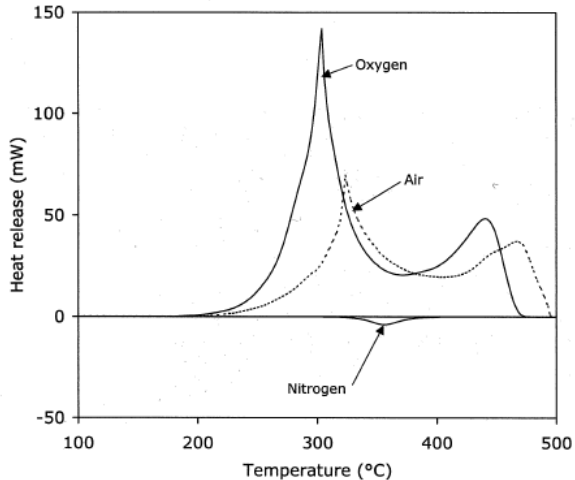


Bild 2.2 DSC-Auswertung für ofentrockene Douglasie, entnommen aus [Ba03]

Die Reaktion der Holzbestandteile unter Temperatureinwirkung und die damit einhergehenden Veränderungen der mechanischen Eigenschaften werden von *Peter* [Pe03] auf Basis einer ausführlichen Literaturrecherche beschrieben. Die Druckfestigkeit des Holzes wird maßgebend durch den Ligninanteil bestimmt. Bei Temperaturen zwischen 70 und 120 °C erweicht das Lignin sehr stark, wobei bei 160 °C ein Wiederverfestigungsprozess eintritt, sodass insgesamt der Entfestigungsprozess verlangsamt wird. Bei Temperaturen über 200 °C nimmt die Druckfestigkeit wieder merklich ab und bei 300 °C ist ein totaler Verlust festzustellen. Die Zugfestigkeit wird durch die Zellulosefasern bestimmt. Bis zu einer Temperatur von 200 °C verändern sich diese nur geringfügig. Wird die Temperatur von 200 °C jedoch überschritten, stellt sich ein deutlicher Abbauprozess ein.

2.2.3 Entzündungstemperatur

Bei Erreichen der Entzündungstemperatur verläuft die Pyrolyse ohne weitere Energiezufuhr von außen exotherm weiter [Bo06]. Die Entzündungstemperatur stellt folglich das wesentliche Kriterium zur Beschreibung der Leistungsfähigkeit der HLB dar.

Die Entzündungstemperatur hängt von verschiedenen Parametern ab und kann nicht als Materialkonstante angegeben werden. Eine entscheidende Einflussgröße ist die Erwärmungsdauer

(Bild 2.3). Je länger die Erwärmung andauert, umso niedriger ist die Entzündungstemperatur [KM94]. Die Angaben in Bild 2.3 beziehen sich auf ungeschützte Holzoberflächen und können somit nur bedingt auf beschichtete Hölzer übertragen werden.

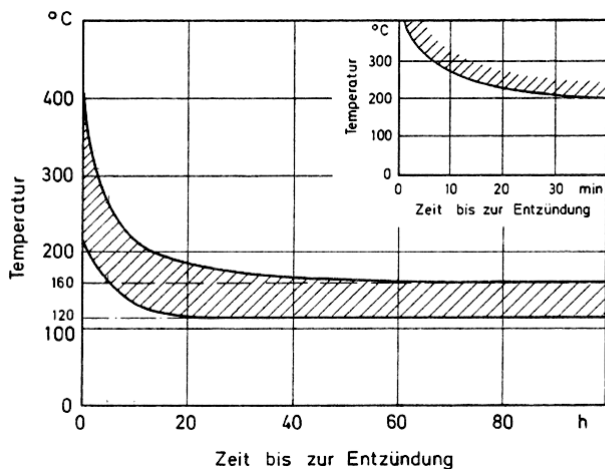


Bild 2.3 Entzündungstemperatur von unbehandeltem Holz, Rohdichte $\geq 400 \text{ kg/m}^3$, Feuchtigkeit rund 15 M.-% in Abhängigkeit von der Zeit, entnommen aus [KM94]

Die Entzündungstemperatur ist jedoch neben der Erwärmungsdauer auch eine Funktion der Rohdichte. In [KM94] wird gezeigt, dass die Entzündungstemperatur mit zunehmender Rohdichte abnimmt. Hierzu wurden Versuche im Brandschacht nach DIN 4102-15 durchgeführt. Nach einer definierten Branddauer von 10 Minuten wurden jeweils der relative Masseverlust der Probe und indirekt der sogenannte Zündverzög bestimmt. Eine exakte Bestimmung der Zündtemperatur mit dieser Methode ist jedoch nicht möglich, da die Zündtemperatur *nur* auf den jeweiligen Masseverlust bezogen wird, welcher wiederum auch eine Funktion der Abbrandrate ist, vgl. Abschnitt 2.2.4.

Die Entzündungstemperatur wird ebenfalls durch den Ligninanteil im Holz beeinflusst. *Topf* [To71] beschreibt Versuche mit verschiedenen Holzarten. Dabei wurde die sogenannte Selbstentzündungstemperatur in einem speziellen Kalorimeter an fast darrgetrockneten Proben bestimmt. Die Selbstentzündungstemperatur beruht auf einer reinen Erwärmung der Probe ohne Pilotflamme. Mit steigendem Ligninanteil nimmt die Selbstentzündungstemperatur deutlich ab (Bild 2.4). Die Vorwärmdauer betrug bei den Versuchen deutlich über 10 Stunden.

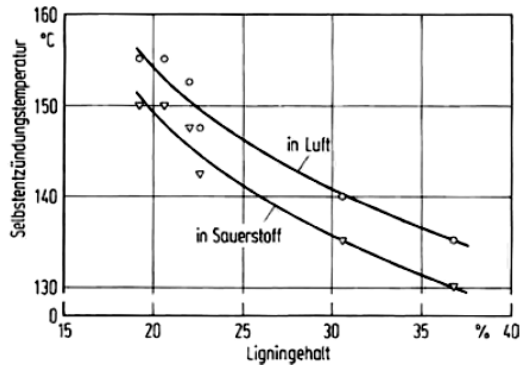


Bild 2.4 Abhängigkeit der Selbstentzündungstemperatur vom Ligninanteil, entnommen aus [To71]

In [Ja91] und [Ja91a] wird die Abhängigkeit der Entzündungstemperatur von der Holzfeuchte untersucht. Die Entzündungstemperatur feuchter Hölzer erhöht sich demnach um 2 K pro 1 % Holzfeuchte gegenüber der Entzündungstemperatur darrtrockener Proben. Unter der Annahme, dass übliche Holzfeuchten im Bauwerk zwischen 7 und 15 M.-% liegen, pendelt die Entzündungstemperatur in einer Bandbreite von +/- 8 K. Der Einfluss der Holzfeuchte ist demnach für die Standardanwendungen eher gering einzustufen.

In [WH99] werden Entzündungstemperaturen in ähnlichen Größenordnungen, wie in Bild 2.3 zitiert, beschrieben. Es wird jedoch besonders darauf hingewiesen, dass auch der Versuchsaufbau einen Einfluss auf die gemessene Entzündungstemperatur hat. So wird bei manchen Methoden die Temperatur der Luft über der Holzoberfläche und nicht das Holz selbst gemessen, was bis 100 K zu niedrige Werte ergeben kann. Weiterhin hängt die Entzündungstemperatur wesentlich von dem Umstand ab, ob eine Pilotflamme installiert ist oder nicht. Bei durch HLB geschützter Holzoberfläche ist der Fall einer nicht vorhandenen Pilotflamme anzunehmen, sodass die in der Literatur beschriebenen Untersuchungen mit Pilotflamme nicht ohne Weiteres übertragbar sind.

[Ba03] ist ein umfassendes Werk zur Thematik Entzündung beliebiger Stoffe, in dem zahlreiche Literaturstellen zur Entzündungstemperatur von Holz zusammengefasst werden. Die genannten Werte sind in der Regel stark vom jeweiligen Versuchsverfahren abhängig, sodass eine detaillierte Wiedergabe an dieser Stelle einen unangemessen großen Rahmen einnehmen würde. Von besonderem Interesse sind jedoch die Untersuchungen, in denen der Zündzeitpunkt einer Holzart in Abhängigkeit von einer einwirkenden Wärmestromdichte im Cone-Kalorimeter nach ISO 5660-1 bestimmt wird. Dabei kann auch die *kritische* Wärmestromdichte ermittelt werden, bei welcher es gerade dauerhaft nicht zu einer Entzündung kommt. Die Zeitspanne „dauerhaft“ wird in [SQ01] mit mehreren zehn Minuten bis zu 1,5 Stunden angegeben. Die Auswertung der Versuchsdaten mithilfe der Gesetze der Thermodynamik ermöglicht die Bestimmung der theore-

2 Stand der Erkenntnisse

tischen Zündtemperatur und der theoretischen thermischen Trägheit des Materials. In [SQ01] werden Auswertungen von Versuchen mit verschiedenen amerikanischen Holzarten bei paralleler und senkrechter Strahlungsrichtung zu den Holzfasern angegeben (Tabelle 2.1). Bei einer Bestrahlung parallel zur Faserrichtung, also der Hirnholzfläche, treten deutlich niedrigere kritische Wärmestromdichten und deutlich geringere theoretische Zündtemperaturen auf als bei einer Bestrahlung senkrecht zur Faserrichtung. Für baupraktische Zwecke ist die Strahlungsrichtung senkrecht zur Faserrichtung besonders relevant. Die ermittelten theoretischen Entzündungstemperaturen liegen bei den vier untersuchten Holzarten mehr oder weniger deutlich über 300 °C. Eine direkte bzw. fast ausschließliche Abhängigkeit der Entzündungstemperatur von der Dichte ist in der Studie nicht erkennbar. Die Holzart selbst ist bei der Beurteilung immer mit einzubeziehen.

Tabelle 2.1 Kritische Wärmestromdichten, theoretische Entzündungstemperaturen und thermische Trägheiten verschiedener Holzarten, Daten entnommen aus [SQ01]

Holzart	Dichte [kg/m ³]	Richtg.	Feuchte [M.-%]	crit. Heat Flux [kW/m ²]	Zünd- zeitpkt. [sec]	Th. Zündt. [°C]	Th. therm. Trägheit [kJ ² /(m ⁴ K ² s)]
Rotholz	354	Senkrecht	8,6	13	2170	375	0,22
	328	Parallel	7,4	9	1416	204	2,07
Roteiche	753	Senkrecht	5,1	-	-	304	1,01
	678	Parallel	5,2	-	-	275	1,88
Douglasie	502	Senkrecht	7,4	12	21600	384	0,25
	455	Parallel	8,5	9	2395	258	1,44
Ahorn	741	Senkrecht	4,8	12	4200	354	0,67
	742	Parallel	4,8	8	2680	150	10,91

In [HDZ00] wird ein Bemessungswert für die Entzündungstemperatur praxisüblicher Fichtenholzständer ermittelt. Die verwendeten Daten stammten aus Versuchen der Autoren im Cone-Kalorimeter und aus der Literatur. Der Bemessungswert der Entzündungstemperatur wurde mit Verfahren der Bayesschen Statistik ermittelt, wobei die Ergebnisse von [Ja91] als a priori Stichprobe verwendet wurden. Bei einem Sicherheitsindex $\beta = 5,78$ ergab sich der Bemessungswert von genau 298 °C bzw. gerundet 300 °C. Dieser Wert entspricht auch den Annahmen der DIN V ENV 13381-7.

Zusammenfassend existieren verschiedenste Verfahren zur Bestimmung der Entzündungstemperatur. Aus der Vielzahl der Verfahren resultiert wiederum eine große Bandbreite konkreter Werte für die Entzündungstemperatur. Zur Quantifizierung bzw. Überprüfung der Schutzwirkung der HLB sind die Literaturangaben nicht ohne Weiteres anwendbar, sodass die Durchführung eigener Versuche erforderlich wurde. Die Darstellung erfolgt in Kapitel 3.

2.2.4 Abbrandrate

Bei der Abbrandrate von Holz ist zwischen dem Abbrand in Richtung der Faser und quer zur Faser zu unterscheiden. In diesem Abschnitt bezieht sich die Abbrandrate grundsätzlich auf die baupraktisch relevante Richtung quer zur Faser. Weiterhin ist zwischen anfänglich geschützten und ungeschützten Bauteilen zu unterscheiden. Anfänglich geschützte Bauteile weisen ein besonderes Brandverhalten aufgrund der Vorerwärmung des Gefüges vor dem Versagen des Schutzes auf [KW99].

Für die Ermittlung der Abbrandrate ist die Definition der Abbrandgrenze erforderlich. Die Abbrandgrenze markiert den Übergang zwischen Holzkohle und vorerwärmtem Holz. DIN 4102-22 und DIN EN 1995-1-2 definieren die Abbrandgrenze als den Ort der 300 °C – Isotherme. Dieses ist die logische Folge aus der Tatsache, dass bei 300 °C entsprechend der ebenfalls normativen Festlegungen keine Festigkeit des Holzes mehr angenommen wird. Bei der Festlegung der rechnerischen Abbrandgrenze für die Vorgängernorm DIN 4102-4 wurde die 200 °C - Isotherme gewählt [SKM92]. [La92] definiert die Abbrandgrenze bei seinen experimentellen Untersuchungen bei 250 °C.

Die Abbrandrate von Holz wurde von zahlreichen Autoren untersucht. Umfangreiche Zusammenfassungen der Literaturwerte, mit den entsprechenden Definitionen der Abbrandgrenze, finden sich in [Li03], [La92] und [Bo08]. Wesentlich für den Vergleich der genannten Abbrandraten ist der positive Umstand, dass alle Messungen unter Temperatureinwirkungen entsprechend der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102-2 bzw. ISO 834 durchgeführt wurden. *Lache* [La92] nannte Richtwerte für Abbrandgeschwindigkeiten als Grundlage für die damalige Normungsarbeit zur DIN 4102-4 (Tabelle 2.2). Die dargestellten Werte machen deutlich, dass die Abbrandrate nicht nur von der Rohdichte des Holzes abhängt, sondern auch auf die Holzart zurückzuführen ist. So ist beispielsweise für Buche trotz der höheren Rohdichte eine höhere Abbrandrate als für Nadelholz anzunehmen. Kontinuierliche Abbrandmessungen haben gezeigt, dass die Abbrandrate bei einer Temperatureinwirkung nach ETK jeweils konstant ist [La92].

Tabelle 2.2 Abbrandgeschwindigkeiten verschiedener Holzarten als Grundlage für die Normungsarbeit zur DIN 4102-4, entnommen aus [La92]

Holzart	Dichte [kg/m ³]	Feuchte [M.-%]	Abbrand- geschw. [mm/min]
Nadelholz	¹⁾	8-20	0,7
Laubholz	> 500	12	0,6
Laubholz	< 500	12	0,7
Buche	¹⁾	8-20	0,8
¹⁾ keine Unterscheidung			

DIN 4102-22 und DIN EN 1995-1-2 geben Rechenwerte für die Abbrandrate verschiedener Holzwerkstoffe an, die bei der brandschutztechnischen Bemessung unter ETK-Bedingungen zu

berücksichtigen sind. Hierbei ist zwischen der eindimensionalen Abbrandrate β_0 an einem idealflächigen Bauteil und der ideellen Abbrandrate β_n zur indirekten Berücksichtigung von Ausrundungseffekten bei der Verkohlung stabförmiger Bauteile zu unterscheiden. In DIN 4102-22 wird nur β_n angegeben; DIN EN 1995-1-2 überlässt es dem Anwender, ob der erhöhte Abbrand in der Ecke direkt oder indirekt in die Bemessung eingeht.

Die Holzfeuchte hat nach *Lache* [La92] in einem Bereich von 8 bis 20 M.-% nur einen geringen Einfluss auf die Abbrandrate. Bei einem Feuchtegehalt von 20 M.-% ist die Abbrandrate gegenüber einem Feuchtegehalt von 8 M.-% um 10 % verringert. *Lingens* [Li03] zitiert *Fornather* [Fo00] sowie *White* und *Schaffer* [WS81], die ebenfalls für baupraktische Feuchtigkeitsbereiche einen Einfluss auf die Abbrandrate vernachlässigen.

Entsprechend *Lingens* Literaturstudie [Li03] sind die Angaben zum Einfluss der Rohdichte auf die Abbrandrate teilweise widersprüchlich. In Verbindung mit seinen eigenen Untersuchungen ist davon auszugehen, dass der Einfluss der Rohdichte innerhalb einer Holzart gegeben ist: die Abbrandrate nimmt mit steigender Rohdichte ab. Indes die in DIN 4102-22 bzw. DIN EN 1995-1-2 vorgenommene Unterscheidung aller Laubhölzer lediglich entsprechend zweier Rohdichtegruppen ist sehr ungenau, da der chemische Aufbau des Holzes von besonderem Einfluss ist.

Cachim und *Fransen* [CF09] stellen ein Modell für die Abbrandrate von Nadelholz vor, welches sowohl die Holzfeuchte als auch die Rohdichte berücksichtigt. Das Ergebnis der Studie wird in Bild 2.5 dargestellt. Das Modell basiert auf Berechnungen mithilfe der Methode der finiten Elemente, wobei die Parameter Rohdichte und Holzfeuchte bei der Bestimmung der temperaturabhängigen Materialkennwerte Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte variiert werden.

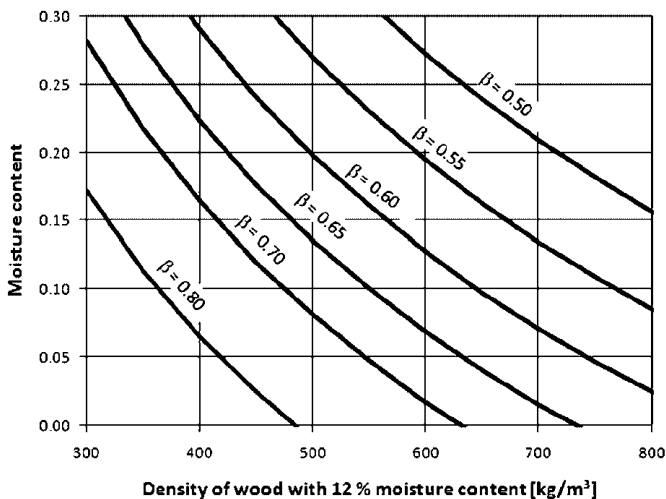


Bild 2.5 Abbrandrate von Nadelholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte und der Referenzroh-dichte bei 12 M.-% Holzfeuchte, entnommen aus [CF09]

Die bisherigen Ausführungen beziehen sich auf konstante Abbrandraten unter ETK-Normbrandbedingungen. *Hadvig* [Ha81] hat ein Modell zur Bestimmung des Abbrandes unter Naturbrandbedingungen entwickelt, welches in modifizierter Form auch in DIN EN 1995-1-2 übernommen worden ist. Die Eingangsgrößen des Modells sind der geometrische Öffnungsfaktor und die auf die Umfassungsflächen des Brandraumes bezogene Brandlast (Bild 2.6). Entsprechend seinem Modellsatz ist die Abbrandrate zunächst konstant und wird mit Einsetzen der Abkühlphase des Naturbrandes linear bis auf null abgemindert. Somit wird jedem Naturbrand eine eigene Abbrandkurve zugeordnet. In [KW99] werden Versuchsergebnisse veröffentlicht, die die Erkenntnisse von [Ha81] bestätigen. In *Hadvigs* Modell kommt der Abbrand im Laufe der Abkühlphase zum Stillstand. Diese Aussage widerspricht *Kampmeier* [Ka08], der bei Brandversuchen feststellte, dass sich auch nach dem Abkühlen der Umgebung bis auf die ursprüngliche Temperatur immer noch langsam eine Pyrolysefront im Holz fortpflanzt.

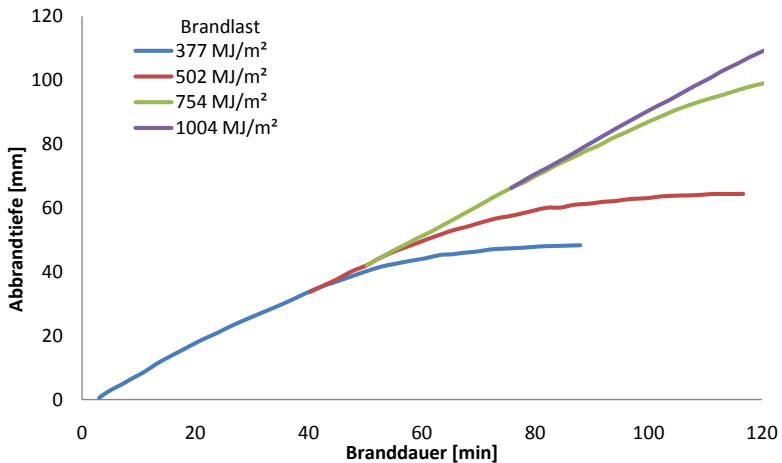


Bild 2.6 Abbrandmodell für Nadelholz nach *Hadvig*; Eingangsparameter sind die bezogene Brandlast und der geometrische Öffnungsfaktor, Beispiel für Öffnungsfaktor $0,08 \text{ m}^{0,5}$ entnommen aus [Ha81]

König und Walleij [KW99] entwickelten ein Bemessungsverfahren für tragende Holzelemente, die mit gipsgebundenen Feuerschutzplatten anfänglich geschützt werden. In modifizierter Form ist das Verfahren in DIN EN 1995-1-2 übernommen worden. Rechenwerte für die Abbrandrate des Holzes vor und nach Versagen der Beplankung werden angegeben, wobei die zugrundeliegenden Untersuchungen ausschließlich auf eindimensionaler Beflammungsrichtung basieren. Vor dem Versagen der Beplankung brennt das Holz langsamer als unter klassischen Normbrandbedingungen. Nach dem Versagen der Beplankung brennt das Holz einige Zeit deutlich schneller, was auf die Vorerwärmung zurückgeführt wird. Das Rechenverfahren sieht bi- und trilineare Ansätze für den Abbrand vor. Abgesehen von [KW99] wurde in der Literatur kein weiteres Verfahren gefunden, welches den Fall anfänglich geschützter Konstruktionen durch HLB wenigstens ansatzweise erfasst. In [KW99] werden zudem streng genommen keine schlanken Balken

oder Stützen mit mehrseitiger Beflammung erfasst. In der logischen Konsequenz ist für die Bemessung beschichteter Bauteile mit mehrseitiger Beflammung die Erarbeitung eines eigenen Modells mit entsprechenden Formulierungen der Abbrandraten erforderlich.

2.3 Brandschutztechnische Ertüchtigung von Holzkonstruktionen

Der „natürliche“ Brand ist nach *Hosser* [Ho09] in vier Phasen einzuteilen (Bild 2.7). Diese Phasen sind: Inkubationszeit, Brandausbreitungsphase, Vollbrandphase und abklingender Brand. In der Brandausbreitungsphase beeinflussen die Baustoffe der Umfassungsbauteile, wie auch die immobilen Brandlasten des Brandraumes, die Wärmefreisetzung. Je geringer die Entflammbarkeit oder auch der Energiegehalt der Baustoffe ist, umso langsamer ist die Brandausbreitungsgeschwindigkeit. Während der Vollbrandphase ist der Feuerwiderstand der Bauteile für die Überlebensdauer des Bauwerks entscheidend. Am umfangreichen Bauteilkatalog der DIN 4102-4 wird deutlich, dass die Erhöhung der Feuerwiderstandsklasse für alle Bauteile quasi unabhängig von der Baustoffklasse möglich ist.

Bei der Frage der Ertüchtigung von Holzkonstruktionen ist demnach zu entscheiden, ob das Baustoff- oder das Bauteilverhalten verändert werden soll. Einige der im Folgenden dargestellten Maßnahmen decken auch beide Kriterien ab.

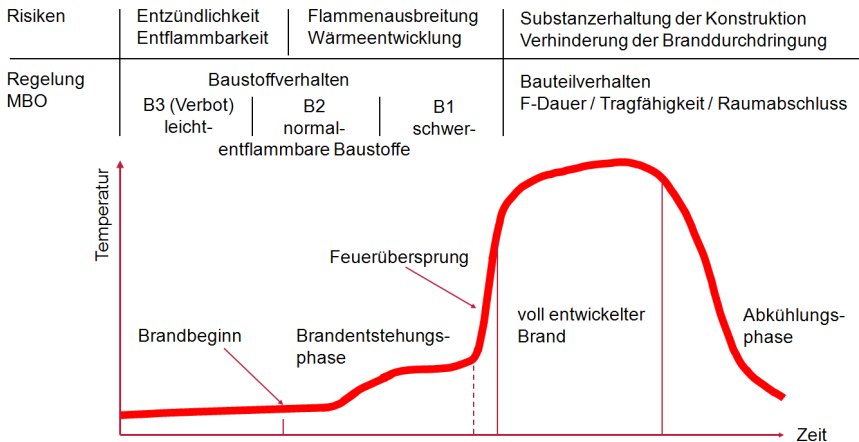


Bild 2.7 Qualitative Darstellung der Phasen eines Raumbrandes

2.3.1 Holzwerkstoffe

Bei einer definierten Brandbeanspruchung zeigen sich deutliche Unterschiede bezüglich des Masseverlustes verschiedener Holzarten [Te73]. In Bild 2.8 ist das Ergebnis einer Studie im Brandschacht nach DIN 4102-15 wiedergegeben, in der verschiedene Hölzer einer zehnmütigen Beflammung ausgesetzt wurden. Bekannte Tropenhölzer wie Bongossi oder Afzelia mit relativ hohen Rohdichten erfahren weitaus geringere Masseverluste als die europäischen Nadel-

hölzer wie Kiefer oder Fichte. Entsprechend der Angaben in [KM94] erfüllt nur Quebacho die Anforderungen zur Klassifizierung B1 (schwerentflammbar) nach DIN 4102-1. Demnach ist es lediglich eingeschränkt möglich, die Baustoffklasse von Holz unter Verwendung reiner Naturprodukte¹ zu verbessern [KM94].

Die Erhöhung der Feuerwiderstandsklasse mittels Holzwerkstoffen ist entweder durch Auswahl eines Holzes mit geringer Abbrandrate (vgl. Abschnitt 2.2.4) oder mithilfe einer Überdimensionierung des Querschnitts möglich. Rechenverfahren zur Bemessung der Feuerwiderstandsdauer hölzerner Tragglieder sind in DIN 4102-22 und DIN EN 1995-1-2 normiert worden (vgl. Abschnitt 2.4).

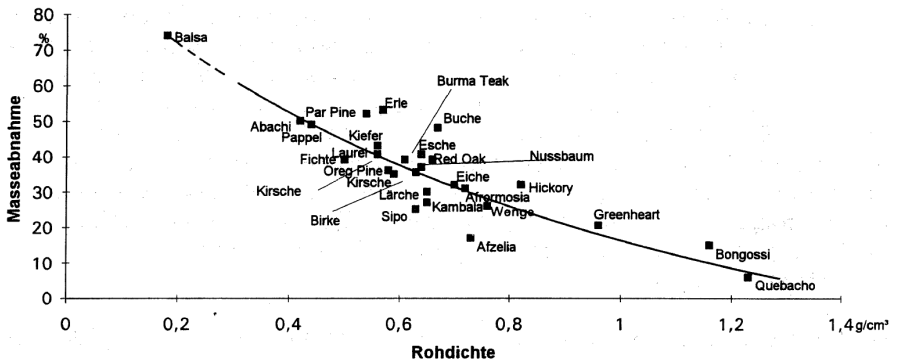


Bild 2.8 Masseverlust verschiedener Holzarten im Brandschachttest nach DIN 4102-15 [Te73], entnommen aus [KM94]

2.3.2 Bekleidungen aus nichtbrennbaren Baustoffen

Mit gips- oder kalziumsilikatgebundenen Bauplatten als Bekleidung kann man sowohl das Baustoff- als auch das Bauteilverhalten von Holzkonstruktionen beeinflussen.

Entsprechend DIN 4102-4 werden Gipskartonplatten mit geschlossener Oberfläche nach DIN 18180 ohne weitere Prüfung in die Baustoffklasse A2 (nichtbrennbar) eingeordnet. Der Bauteilkatalog der DIN 4102-4 liefert ferner klassifizierte Wand- und Deckenkonstruktionen mit Bekleidungen aus gipsgebundenen Bauplatten mit einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten. In [DGfH09] werden auch Konstruktionen mit einem Feuerwiderstand von 90 Minuten beschrieben.

Eine relativ junge Art der Ertüchtigung ist die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung im Sinne der Muster-Holzbaurichtlinie zur Erreichung der Kapselklasse K₂60 entsprechend DIN EN 13501-2. Die Besonderheit liegt nicht in der Technik der Bekleidung selbst, sondern in der Tatsache, dass deren Dimensionierung eine Entzündung bzw. Verkohlung der hölzernen Tragkonstruktion für eine Dauer von 60 Minuten unter ETK-Bedingungen verhindert. Gemäß DIN

¹ Unter reinem Naturprodukt ist gewachsenes Holz zu verstehen, welches zur Herstellung der Bauprodukte ausschließlich mechanisch bearbeitet wurde.

EN 13501-2 darf die geschützte Konstruktion im Mittel um 250 K und an einer Stelle um 270 K erwärmt werden (Bild 2.9). Ausgehend von einer Raumtemperatur von 20 °C darf die Temperatur der geschützten Konstruktion im Mittel 270°C und an einer Stelle maximal 290 °C betragen. In Anbetracht der Definition einer absoluten Entzündungstemperatur des Holzes ist letztere Definition der Prüfkriterien anschaulicher. Entsprechende Forschungen zur Entwicklung der Bekleidung werden in [Ho01] zusammengefasst. Zur praktischen Ausführung der Bekleidung, auch für die abgestuften Kapselklassen K₂30 und K₂45, können die Ausführungen in [DGfH09] und [Ka09] orientierend herangezogen werden.

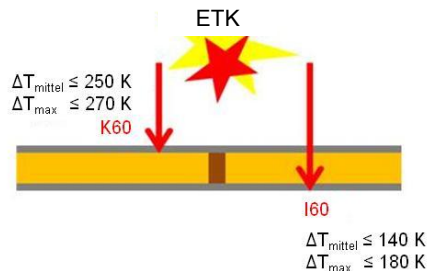


Bild 2.9 Temperaturkriterien zur Prüfung des Kapselkriteriums nach der Prüfnorm DIN EN 14135 im Vergleich zum Isolationskriterium der Feuerwiderstandsdauer nach DIN 4102

2.3.3 Chemische Brandschutzsysteme

Die Ausführungen des Abschnittes 2.3.1 verdeutlichen die Problematik, eine wesentliche Verbesserung des Baustoffverhaltens von Holzkonstruktionen ausschließlich auf Basis des naturbelassenen Holzes zu erzielen. Die chemische Industrie bietet infolgedessen zahlreiche Produkte an, um die Baustoffklasse von B2 (normalentflammbar) auf B1 (schwerentflammbar) gemäß DIN 4102-1 zu verbessern [KSD07].

Lämmke [Lä67] beschreibt die Wirkungsweise dämmschichtbildender Flammschutzmittel bereits im Jahre 1967. Demnach sind drei verschiedene Wirkungsweisen zu unterscheiden: die Entwicklung isolierenden Schaumes, die Abgabe nichtbrennbarer Gase Ammoniak und Wasserdampf und die Freisetzung verkohlungsfördernder Phosphorsäure. Der isolierende Schaum verlangsamt die Erwärmung und die damit einhergehende Entzündung des Holzes [Be91]. Ammoniakgas erhöht die Entzündungstemperatur der brennbaren Pyrolyseprodukte des Holzes [Lä67]. Laut [DGfH09] ist diese Erhöhung der Entzündungstemperatur auf die Verdünnung der Konzentration der brennbaren, gasförmigen Pyrolyseprodukte zurückzuführen. Die Phosphorsäure bewirkt die zügige Bildung einer feinen Holzkohleschicht mit einer geringen Wärmeleitfähigkeit, die die Wirkung des Schaumes unterstützt [Lä67]. Ein weites Flammschutzadditiv mit kohlebildender Wirkung ist beispielsweise Borax [KM94], [DGfH09].

Die Schutzschicht aus Schaum bewirkt einen passiven Kühleffekt für das Holz. Je nach Formulierung der Zusammensetzung des Flammschutzmittels können auch aktive Kühleffekte auftreten

[Si06]. Grund hierfür sind endotherme Reaktionen der Edukte oder die Zersetzung von Verbindungen. In [Si06] wird Aluminiumhydroxid genannt, welches sich ab 160 °C endotherm zersetzt und Aluminiumoxid sowie Wasser bildet. Die Verdampfungsenthalpie des Wassers bewirkt dabei einen zusätzlichen Kühleffekt.

Teilweise werden die verschiedenen Flammenschutzwirkungen geschickt kombiniert. So existieren z. B. Dämmschichtbildner für Stahl, die in erster Linie einen passiven Kühleffekt durch Isolation bewirken, aber auch aktiv durch die Eigenschaften des Aluminiumhydroxids kühlen [Si06].

In [KM94] wird auf Basis der Versuchsergebnisse von [De80] die theoretische Möglichkeit beschrieben, Holzspanplatten so hoch mit Flammenschutzmitteln zu füllen, dass die Anforderungen der Baustoffklasse A2 entsprechend DIN 4102-1 erfüllt werden. Dieses bedeutet, dass im vorgeheizten Nichtbrennbarkeitsofen nach Einstellung der Probe lediglich eine Temperaturerhöhung von maximal 50 K in den ersten 15 Minuten beobachtet werden kann (Bild 2.10). Aus wirtschaftlichen und aus verfahrenstechnischen Gründen ist solch ein hoher Füllgrad jedoch problematisch [KM94].

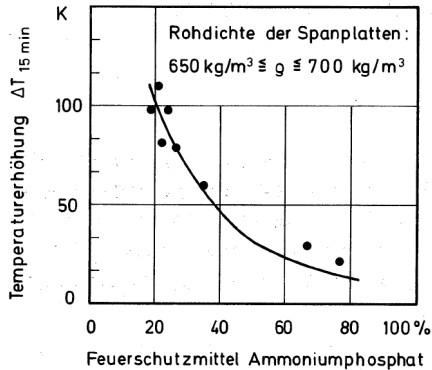


Bild 2.10 Temperaturerhöhung im DIN-Nichtbrennbarkeitsofen; Spanplatte mit Feuerschutzmittel Ammoniumphosphat [De80], entnommen aus [KM94]

Die Auswirkungen von chemischen Feuerschutzmitteln auf die Abbrandrate von Holz unter Normbrandbedingungen wurden von *Huntierová* [Hu95] untersucht. In seiner Literaturstudie werden zunächst die Ergebnisse von *Schaffer* [Sc77] und *Nussbaum* [Nu88] vorgestellt. Die Reduzierung der Abbrandrate um 20 % ist laut *Schaffer* [Sc77] unter Anwendung imprägnierender Feuerschutzsalze möglich. *Nussbaum* [Nu88] konnte die Abbrandrate von Kiefernholz bei Versuchen im Cone-Kalorimeter um bis zu 25 % senken. In den eigenen Untersuchungen benutzte *Huntierová* [Hu95] drei verschiedene dämmschichtbildende Feuerschutzmittel und eine Ablationsbeschichtung². Bei Fichtenmassivholz und Buchensperholz konnte die Abbrandrate um 40 % gegenüber unbehandelten Proben gesenkt werden. Der Beginn des Abbrandes wurde bei Fichtenholz um 10 Minuten hinausgezögert.

² Ablationsbeschichtungen bewirken Kühlung durch Zersetzung der Verbindungen

Die bisher genannten Literaturstellen, mit Ausnahme von [Hu95], haben gemeinsam, dass die Auswirkungen eines speziellen Flammenschutzmittels oder Dämmschichtbildners auf das Brandverhalten von Holz untersucht werden, ohne vertieft auf systematische Erkenntnisse für die Bemessung des Entzündungsschutzes oder des Feuerwiderstandes eines Bauteils bzw. auf Besonderheiten der Baukonstruktionen einzugehen. Ferner sind die Angaben in [Hu95] für die Zielsetzung dieser Arbeit nicht weitreichend und systematisch genug.

2.3.4 Neue Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen aus den InnoNet-Vorhaben

Während der Vorarbeiten für die Forschungsanträge der beiden InnoNet Vorhaben [INO05] und [INO09] wurde erkannt, dass reaktive bzw. dämmschichtbildende Brandschutzsysteme bisher nur für die Verbesserung des Baustoffverhaltens industriell eingesetzt werden. Mit den Untersuchungen im strategischen Eigenforschungsprojekt [SEF05] am Fraunhofer Wilhelm-Klauditz-Institut für Holzforschung (WKI) wurde erstmalig an einem dämmschichtbildenden System gearbeitet, welches auch signifikant das Bauteilverhalten von Holzkonstruktionen verbessern sollte. Ziel war ein intumeszierendes Beschichtungssystem mit derart hoher Isolationswirkung, dass der Zündzeitpunkt des Substrates aus Holzwerkstoffen deutlich über 30 Minuten hinaus verzögert wird. Die angestrebte Brandschutzwirkung geht damit deutlich über die chemischen Brandschutzsysteme, welche im vorhergehenden Abschnitt beschrieben wurden, hinaus. Die neue Hochleistungsbrandschutzbeschichtung (HLB) basiert auf den sogenannten keramisierenden Elastomeren, die zunächst in militärisch genutzten Ablationsbeschichtungen Verwendung fanden [Si06].

Entsprechend den Erkenntnissen von *Simon* [Si06] reagieren HLB auf eine Erhöhung der Umgebungstemperatur bei einem Brand. Bei Überschreiten einer relativ niedrigen Grenztemperatur bildet sie eine voluminöse Kohlenstoffschicht, die das darunter liegende Holz schützt. Die Bildung der Dämmschicht basiert auf einer Reihe temperaturabhängiger chemischer Reaktionen. Die HLB bestehen aus den Komponenten Bindemittel, Gasbildner, Kohlenstoffbildner und einem sauren Katalysator. Bei steigender Temperatur wird zunächst eine Säure freigesetzt, die mit dem Kohlenstoffbildner reagiert. Parallel dazu setzt die Gasreaktion ein und führt zu der Volumenvergrößerung. Sofern die zeitliche Abfolge der Reaktion übereinstimmt und diese mit dem Erweichen der Bindemittelmatrix zusammenfällt, bildet sich eine Dämmschicht aus Kohlenstoff [Si06].

Das grobe Reaktionsschema der HLB während der Lebensdauer bis zum Brand wird in Bild 2.11 verdeutlicht. Da es im Regelfall in einem Gebäude nicht zum Brand kommt, muss die Beschichtung die ästhetischen und gebrauchstauglichen Kriterien eines herkömmlichen Oberflächenschutzsystems für Holz erfüllen. Wenn im Brandfall der oben beschriebene Chemismus einsetzt, kann man vier Zonen unterscheiden: auf der Unterseite das unzerstörte Holz, die noch unbeeinträchtigte Beschichtung, die Reaktionszone mit dem stattfindenden Intumeszenzprozess und der isolierende Schutzschaum. Die Bündelung der beschriebenen Anforderungen, Ästhetik und Gebrauchstauglichkeit auf der einen Seite sowie Brandschutzleistung auf der anderen Seite, ist nur

unter hohem Forschungsaufwand möglich. Entsprechende Arbeiten werden in der Dissertation von *Kruse* [Kr10] beschrieben.

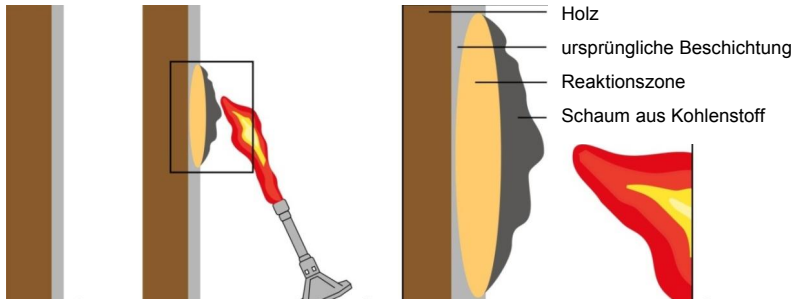


Bild 2.11 Reaktionsschema der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung: (1) Ausgangssituation: Beschichtung im Gebrauchszustand, (2) Ausbildung der schützenden Dämmschicht unter Flammenbelastung, (3) vergrößerte Ansicht; entnommen aus [INO05]

Die Entwicklung des „Produktes“ Hochleistungsbrandschutzbeschichtung“ durch *Simon* [Si06] und *Kruse* [K10] bildet die stoffliche Basis für die eigenen Forschungsarbeiten. Es werden keine Modifizierungen an der HLB selbst vorgenommen, sondern anhand der von *Kruse* übergebenen Laborformulierungen die erforderlichen Grundlagen für die Bemessung und die Konstruktion geschaffen.

2.4 Bemessung von Holzkonstruktionen

Die brandschutztechnische Bemessung von Holzkonstruktionen erfolgte im Regelfall bisher auf Basis der Tabellen in DIN 4102-4 in Verbindung mit der Bemessungsnorm für den Gebrauchszustand DIN 1052:1988. Mit der Einführung des semi-probabilistischen Sicherheitskonzeptes in DIN 1052:2004 wurden die Tabellen der DIN 4102-4 für unbedeckte Querschnitte durch Rechenverfahren ersetzt, die in DIN 4102-22 und DIN 4102-4/A1 veröffentlicht wurden.

Mit der Einführung der Brandschutzteile der Eurocodes stehen für die brandschutztechnische Tragwerksbemessung im Grundsatz 3 Nachweisstufen zur Verfügung [Ho07]. Die Stufe 1 basiert auf Tabellenwerten, Stufe 2 ermöglicht die Bemessung mit vereinfachten Rechenverfahren und Stufe 3 stellt die Bemessung mit genauen Rechenverfahren dar. Im Eurocode DIN EN 1995-1-2 für den Holzbau wird die Stufe 1 mit Tabellen jedoch nicht angeboten.

2.4.1 Verfahren mit genauen Festigkeiten und Steifigkeiten

Das Verfahren mit genauen Festigkeiten und Steifigkeiten wurde bereits zur Erstellung der Tabellen in DIN 4102-4 angewendet [SKM92, KM94]. Zunächst ist der Abbrand auf Basis der normierten Abbrandraten zu bestimmen (vgl. Abschnitt 2.2.4). Mithilfe einer empirischen Gleichung wird die mittlere Temperatur im unverbrannten Restquerschnitt ermittelt. Die Abbrandgrenze wird dabei mit der Lage der 200 °C-Isotherme definiert. Die Festigkeiten und Steifigkeiten

des Holzes werden im nächsten Schritt in Abhängigkeit von der mittleren Querschnittstemperatur abgemindert und die weiteren Nachweise können entsprechend der Bemessungsnorm für Normaltemperaturen geführt werden. Sowohl in DIN 4102-22 als auch im Eurocode 1995-1-2 sind die Grundlagen in der Weise aufbereitet worden, dass der Anwender die mittlere Temperatur nicht selbst ermitteln muss. Es existieren Schaubilder bzw. Rechenvorschriften, nach denen die Festigkeiten und Steifigkeiten in Abhängigkeit von Umfang und Fläche des Restquerschnitts ermittelt werden können. Dieses ist möglich, weil als Temperatureinwirkung grundsätzlich die ETK zugrunde gelegt wird. Die normierten Abminderungsfaktoren in DIN 4102-22 und DIN EN 1995-1-2 sowie die Annahmen für die Berechnungen der Tabellen in DIN 4102-4 stimmen nicht exakt überein [DGfH09].

2.4.2 Verfahren mit ideellem Restquerschnitt

Das Verfahren mit ideellem Restquerschnitt wurde sowohl in DIN 4102-22 und Eurocode DIN EN 1995-1-2 übernommen. Hier erfolgt die Wiedergabe auf Basis der Nomenklatur des Eurocodes (Bild 2.12). Zunächst reduziert sich der Holzquerschnitt durch den realen Abbrand um die Abbrandtiefe $d_{char,0}$. Zur Berücksichtigung der Abrundung im Eckbereich und erhöhter Einbrandtiefen im Bereich von Rissen im Holzgefüge wird der reale Abbrand in Abhängigkeit von der Holzgüte auf das Maß $d_{char,n}$ erhöht. Da jenseits der Abbrandgrenze in den Holzquerschnitt hinein weitere Bereiche erwärmt werden und somit mechanisch geschwächt sind, muss der rechnerische Querschnitt insgesamt um die effektive Abbrandtiefe d_{ef} reduziert werden. Der verbleibende ideale Restquerschnitt kann dann mit den Festigkeiten und Steifigkeiten unter Normaltemperaturbedingungen nachgewiesen werden. Die zusätzlich zu subtrahierende Verkohlungstiefe (auch ideale Verkohlungstiefe genannt) ist das Produkt des Vorfaktors k_0 und des Grundmaßes d_0 .

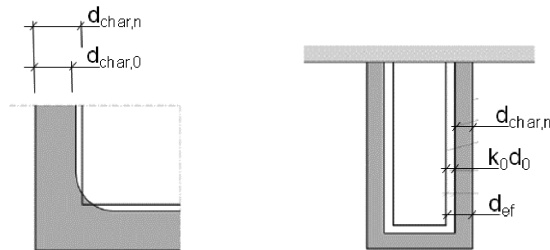


Bild 2.12 Prinzip des Verfahrens mit ideellem Restquerschnitt, Nomenklatur nach Eurocode DIN EN 1995-1-2

DIN EN 1995-1-2 definiert den Vorfaktor k_0 in Abhängigkeit von der Branddauer bilinear. Nach 20 Minuten erreicht dieser den horizontalen Ast mit $k_0 = 1,0$. Das Grundmaß beträgt $d_0 = 7 \text{ mm}$ ³. Erstmals wird in [SMBW86] auf dieses Verfahren hingewiesen und ein Abzug von 0,3 Inch in Rechnung gestellt, was in Si-Einheit aufgerundet 8 mm entspricht.

³ In den weiteren Betrachtungen wird der Vorfaktor k_0 nicht mehr berücksichtigt und allgemein die ideale Verkohlungstiefe mit d_0 bezeichnet. Das eigene Bemessungsverfahren wird k_0 nicht mehr benötigen, da d_0 direkt als Funktion dargestellt wird.

Die zusätzlich zu subtrahierende Verkohlungstiefe $d_0 = 7$ mm gilt speziell für die Randbedingungen „ungeschütztes Holz“ mit baupraktischen Querschnittsabmessungen und einer Temperatureinwirkung nach ETK. Wenn diese Randbedingungen verletzt werden, sind ggf. größere Werte für d_0 anzunehmen. *Fontana* und *Frangi* [FF05] beschreiben beispielsweise die brandschutztechnische Bemessung von Holzdecken aus Hohlkastenelementen mit dünnen Stegen. Hier ist ein Wert von $d_0 = 20$ mm in Rechnung zu stellen, nachdem die Abbrandgrenze die dünnen Stege erreicht hat. Begründet wird das vergrößerte Abzugsmaß mit einer stärkeren Vorerwärmung der Stege im Moment des Durchbrennens der unteren Lamelle. In [Kö06] und [KW00] wird im Rahmen der Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für Deckenkonstruktionen mit I-Trägern bzw. Holzständerwänden auf eine ähnliche Problematik hingewiesen, wenngleich die Umsetzung in den zugehörigen Bemessungskonzepten in etwas anderer Weise erfolgt.

Das eigene Bemessungsmodell für die Tragfähigkeit beschichteter Bauteile wird in Anlehnung an das hier beschriebene Verfahren mit ideellem Restquerschnitt erarbeitet. Für weitere Hintergründe des Verfahrens erfolgt daher der Verweis auf Kapitel 6.

2.4.3 Nichtlineares vereinfachtes Verfahren

Die vereinfachten Verfahren mit ideellem Restquerschnitt bzw. genauen Festigkeiten und Steifigkeiten basieren auf der allgemein akzeptierten Annahme ideal-elastischen Materialverhaltens von Holz, wie es auch bei der Bemessung unter Normaltemperaturen dem Stand der Technik entspricht (vgl. DIN 1052:2008)⁴. *Peter* [Pe03] stellt ein vereinfachtes Verfahren vor, welches das plastische Baustoffverhalten unter Druck- bzw. Biegedruckbeanspruchung bei der Ermittlung der inneren Schnittgrößen berücksichtigt. Bei der Entwicklung wurden umfangreiche Parameterstudien mithilfe genauer Rechenverfahren (vgl. Abschnitt 2.4.5) durchgeführt. Das Verfahren ist in die Normung noch nicht eingegangen. Erste Bauteilversuche zur Bestätigung der Theorie wurden bereits positiv durchgeführt [PG06]. Das Verfahren basiert ausschließlich auf einer Temperatureinwirkung nach ETK für ungeschützte Querschnitte bei 30-minütiger Brandbeanspruchung, sodass es für diese Arbeit nicht angewendet werden kann.

2.4.4 Verfahren für geschützte Konstruktionen

In DIN 4102-4 werden Holzständerwände mit Beplankungen aus mineralisch gebundenen Baustoffen mit Hilfe von Tabellen (Stufe 1) nachgewiesen. Dagegen steht im Eurocode DIN EN 1995-1-2 ein Bemessungsverfahren (Stufe 2) für entsprechende Konstruktionen zur Verfügung. Das Verfahren ist im Wesentlichen auf die Veröffentlichung [KW00] zurückzuführen.

Die Bemessung des tragenden Restquerschnittes erfolgt mit den vereinfachten Verfahren des Eurocodes. Bei der Bestimmung des Abbrandes ist der Zeitpunkt des Abfallens der Beplankung zu berücksichtigen. Es ist zu unterscheiden, ob das Abfallen vor oder nach dem Entzünden der

⁴ Das ausgeprägt plastische Verhalten von Holz unter Druckbeanspruchung wurde jedoch bei den Herleitungen der Knickspannungslinien und der charakteristischen Festigkeitseigenschaften im Rahmen der Erarbeitung der Bemessungsnormen berücksichtigt, vgl. [Bl87]

tragenden Holzkonstruktion erfolgt, da die einhergehenden Wirkungen auf die Abbrandgeschwindigkeit einen messbaren Einfluss haben. Erfolgt die Entzündung vor dem Abfallen, gewährleistet die Beplankung noch einen Schutz vor der äußeren Brandeinwirkung. Fällt die Beplankung indes vorher ab, führt die Vorerwärmung zu einem beschleunigten Abbrand.

Das Verfahren ist speziell für typische Holzständerwände (eindimensionale Beflammung durch die Beplankung) konzipiert worden und kann ohne weitere Überlegungen nicht auf beschichtete Stützen und Balken mit mehrseitiger Beflammung übertragen werden.

2.4.5 Bemessung mit genauen Verfahren

Die genauen, oder auch allgemeinen Rechenverfahren stellen die Stufe 3 der brandschutztechnischen Nachweise dar und bilden das Erwärmungs-, Trag- und Verformungsverhalten brandbeanspruchter Tragglieder möglichst realistisch ab [Ho07]. In der thermischen Analyse wird zunächst das Erwärmungsverhalten der Querschnitte, in der Regel im Zeitschrittverfahren, nachvollzogen. In der mechanischen Analyse wird das Trag- und Verformungsverhalten des Bauteils am herausgeschnittenen Ersatzstab, am Teilsystem oder am Gesamtsystem ermittelt.

2.4.5.1 Thermische Analyse

Bei der thermischen Analyse wird die instationäre Erwärmung des Querschnittes durch Lösen der Fouriergleichung bestimmt. Dieses geschieht in der Regel nicht analytisch, sondern mithilfe numerischer Verfahren wie der Methode der finiten Elemente [GM98]. Zur Lösung der Fouriergleichung werden die temperaturabhängigen thermischen Materialkennwerte der zu untersuchenden Baustoffe benötigt. Im Einzelnen sind dieses:

- c_p spezifische Wärmekapazität [kJ/ (kgK)]
- ρ Rohdichte [kg/m³]
- λ Wärmeleitfähigkeit [W/ (mK)].

In den beiden folgenden Unterabschnitten werden die bereits bekannten thermischen Materialkennwerte für Holz und Dämmschichtbildner zusammengefasst.

Thermische Materialkennwerte für Holz

Thermische Materialkennwerte für Nadelholz werden in DIN EN 1995-1-2 angeboten (Bild 2.13). Diese sind jedoch zunächst auf einen Brand ungeschützter Nadelholzbauteile unter Einwirkung der ETK abgestimmt worden und können somit nicht ohne Weiteres auf beliebige Brandszenarien und Hölzer angewendet werden [Kö06]. Mehr oder weniger umfangreiche Literaturstudien zu den thermischen Materialkennwerten, wiederum unter ETK-Bedingungen, sind im deutschsprachigen Raum in [Bo06], [Pe03], [SPS02] und [Fo03] zu finden. Da diese Literaturstudien zusammengenommen sehr umfangreich sind, sei an dieser Stelle nur darauf verwiesen.

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist grundsätzlich als ideale Größe zu verstehen, da Massentransporte und die Verkohlung sowie damit einhergehende Rissbildungen im Querschnitt nicht real im Modell abgebildet werden. Die Verdampfung des Wassers wird durch einen Peak im Verlauf der

spezifischen Wärmekapazität c_p berücksichtigt. Je nach vorhandener Software ist es jedoch auch möglich, die Verdampfungsenthalpie H direkt zu berücksichtigen [SPS02, GM98]. Die Verdampfungsenthalpie H und die Fläche unter dem Peak sind gleich.

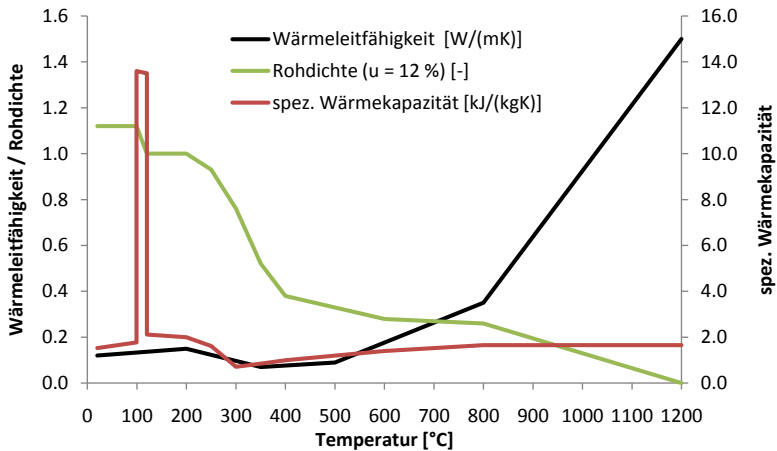


Bild 2.13 Thermische Materialkennwerte für Nadelholz entsprechend DIN EN 1995-1-2; die Rohdichte wird unter Annahme eines Wassergehaltes $u = 12\%$ bezogen dargestellt

Die Anwendung der thermischen Materialkennwerte für Holz entsprechend Bild 2.13 ist insbesondere dann problematisch, wenn Brandszenarien mit abfallenden Temperaturverläufen zugrunde gelegt werden. Denn in der Abkühlphase würden außen liegende Schichten wieder an Dichte zunehmen, obwohl diese in Realität komplett thermisch umgesetzt wurden [Bo06]. König [Kö05] führt weiterhin aus, dass deutlich von der ETK abweichende Temperaturverläufe im aufsteigenden Ast ebenfalls nicht richtig simuliert werden. König [Kö05] schlägt vor, die ideale Wärmeleitfähigkeit auf Basis von Versuchsergebnissen an die jeweiligen Randbedingungen anzupassen. In der Abkühlphase soll die Gastemperatur nach Erreichen des Maximums linear nur bis auf 400 °C abgemindert werden, auch wenn in Realität geringere Temperaturen zu erwarten sind. Diese Vorgehensweise berücksichtigt die Wärmefreisetzung im Holz aufgrund des Glutbrandes. Systematische Angaben zur Modifizierung der idealen Wärmeleitfähigkeit des Holzes in Abhängigkeit vom Brandszenario werden in [Kö05] indes nicht gegeben.

Im Rahmen der thermischen Analyse dieser Arbeit (vgl. Kapitel 5) werden die thermischen Materialkennwerte des Eurocodes entsprechend dem Vorschlag von König [Kö05] an die vorhandenen Randbedingungen durch Rückrechnungen eigener Versuche angepasst.

Thermische Materialkennwerte für dämmschichtbildende Beschichtungen

Thermische Materialkennwerte für dämmschichtbildende Beschichtungen zur Simulation von Bauteilversuchen im Stahlbrandschutz werden in [HNR94] dargestellt (Bild 2.14). Bei Erreichen der Temperatur von 450 °C in der Dämmschicht wird die ideale Wärmeleitfähigkeit mit der von Stahl gleichgesetzt, um konservative Ergebnisse zu erhalten. Eine Verifikation wurde im Rahmen der Nachrechnung von Versuchen mit Gussstützen unter ETK-Bedingungen durchgeführt.

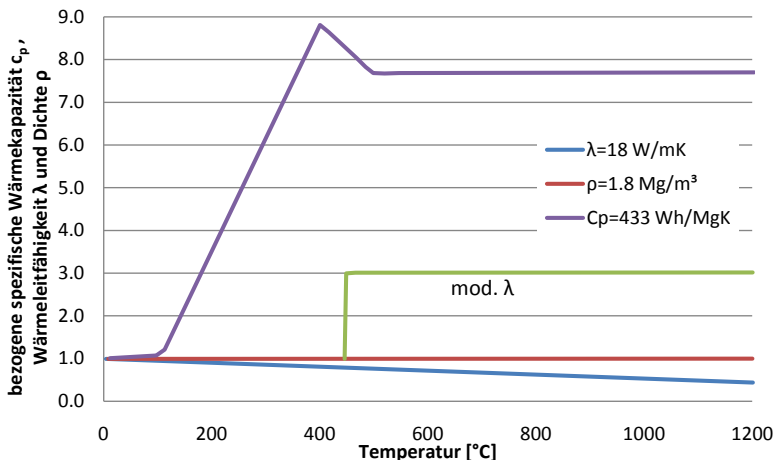


Bild 2.14 Thermische Materialkennwerte für Dämmschichtbildner auf Stahl, Daten entnommen aus [HNR94]

Raveglia [Ra08] untersucht Auswirkungen von Fehlstellen in der Beschichtung von Stahltraggliedern mit Hilfe von Simulationsrechnungen. Die dabei verwendeten thermischen Materialkennwerte wurden im Vorfeld an Bauteilversuchen kalibriert. Die spezifische Wärmekapazität wird konstant mit $c_p = 1000 \text{ J/(kgK)}$ und die Rohdichte konstant mit $\rho = 10 \text{ kg/m}^3$ angegeben. Der Verlauf der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit λ wird jedoch nicht weiter erläutert.

Bartholmi und *Schartel* [BS07] untersuchen die Leistungsfähigkeit intumeszierender Beschichtungen anhand von Versuchen im Cone-Kalorimeter nach ISO 5660 und Kleinbrandversuchen im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8. In dem Rahmen werden auch numerische Untersuchungen zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit λ des Schutzschaumes dargestellt. Das Produkt aus spezifischer Wärmekapazität und Rohdichte ρc_p wird dabei zu $1 \text{ J/(m}^3\text{K)}$ bei 1 m dicker Schaumschicht normiert. Die Darstellung der Wärmeleitfähigkeit erfolgt über der Versuchszeit oder über der Temperatur der als Substrat dienenden Stahlplatte. Die angegebenen Verläufe für λ können demnach nicht ohne weitere Überlegungen für die thermische Analyse angewandt werden, da es erst dann „echte“ Materialkennwerte sind, wenn die Bezugsgröße die Temperatur der jeweiligen Schaumfaser ist.

In DIN EN 13381-8 werden zwei verschiedene Auswertungsverfahren zur Ermittlung der ideellen Wärmeleitfähigkeit dämmschichtbildender Systeme auf Stahlbauteilen angeboten, die auf Arbeiten von *Wickström* [Wi85] zurückgehen. Im Verfahren mit konstantem Ansatz wird die Wärmeleitfähigkeit λ in einem Zeitschrittverfahren unter Vernachlässigung der Rohdichte ρ und der spezifischen Wärmekapazität c_p unter der Annahme eines konstanten Verlaufs ermittelt. Beim Verfahren mit Differenzialgleichung berechnet sich die Wärmeleitfähigkeit λ auf Basis der mittleren Temperatur in der Dämmschicht. In beide Rechenansätze gehen die Profilkfaktoren A/V der betrachteten Stahlprofile ein. Die ermittelten λ -Werte sind ideale Werte im Rahmen des Modells und dürfen nur in Verbindung mit den empirischen Gleichungen des Eurocodes DIN EN 1993-1-2 zur Beschreibung des Erwärmungsverhaltens von Stahlprofilen zur Anwendung kommen. Der Ansatz benötigt keine Lösung der Fourier-Gleichung, weil eine gleichförmige Erwärmung der Stahlprofile und ein linearer Temperaturverlauf im Dämmschichtbildner unterstellt wird. Aufgrund der vergleichsweise geringen Wärmeleitfähigkeit von Holz ist eine Übertragung des Verfahrens von *Wickström* [Wi85] auf entsprechende Bauteile nicht möglich.

Die Frage thermischer Materialkennwerte dämmschichtbildender Beschichtungen für Stahlbauteile ist demnach in mehreren Forschungsarbeiten thematisiert worden. Die Vorgehensweisen sind jedoch sehr speziell auf das Substrat Profilstahl zugeschnitten und können folglich nicht auf beschichtete Holzbauteile angewendet werden, was sich insbesondere an den unterschiedlichen thermischen Materialeigenschaften von Stahl und Holz abzeichnet. *Kruse* [Kr10] indes hat auch allererste Untersuchungen zur Beschreibung der thermischen Materialkennwerte der HLB unternommen. Seine Ergebnisse fließen in die eigenen Arbeiten in Kapitel 5 ein und werden dort durch Versuche und Simulationsrechnungen erheblich erweitert. Die daraus entwickelten Materialkennwerte erlauben dann systematische thermische Analysen beschichteter Holzbauteile.

2.4.5.2 Mechanische Analyse

Zur Durchführung der mechanischen Analyse von Stahlbeton-, Verbund- und Stahlbauteilen wurde am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der TU Braunschweig das Programm STABA-F [Ha86] entwickelt. Thermische und lastabhängige Dehnungen sowie physikalische und geometrische Nichtlinearitäten beeinflussen das Trag- und Verformungsverhalten brandbeanspruchter Tragglieder. Zur Ermittlung der Zustandsgrößen eines Stabes wird in STABA-F zunächst die Momentenkrümmungsbeziehung (Mk-Linie) erzeugt. Das nachgeschaltete Berechnungsmodul zur Berechnung von Biegemoment, Querkraft, Biegelinie und Stabneigung bedient sich des Reduktionsverfahrens in Verbindung mit Übertragungsbedingungen [Ha86]. Bei der Erzeugung der Mk-Linien werden den Querschnittselementen, entsprechend den in der thermischen Analyse generierten Elementtemperaturen, temperaturabhängige Spannungs-Dehnungslinien zugeordnet. Bei der mechanischen Analyse von Holzbauteilen darf der Einfluss thermisch bedingter Dehnungen vernachlässigt werden [Pe03].

Als wesentliche Grundlage für die Generierung der Spannungs-Dehnungslinien werden die temperaturabhängigen Festigkeiten und Steifigkeiten des Holzwerkstoffes benötigt. In der Vergan-

genheit wurden von zahlreichen Autoren Gesetzmäßigkeiten zur Abminderung der charakteristischen Festigkeiten bei erhöhten Temperaturen hergeleitet. Umfangreiche Zusammenfassungen der Untersuchungen finden sich unter anderem in [Bo06, KW00, Pe03]. In Eurocode DIN EN 1995-1-2 sind die Abminderungsfaktoren k_{θ} für die Festigkeiten und Steifigkeiten in Anlehnung an die Arbeit [KW00] definiert worden. In Abschnitt 6.5.2.1 werden die Angaben der genannten Quellen genauer diskutiert und eigene Annahmen für die Rechenwerten von k_{θ} bei geschützten Holzbauteilen getroffen, weshalb an dieser Stelle auf eine weitere Darstellung verzichtet wird.

2.5 Zulassungsgrundsätze für Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen

Reaktive Brandschutzsysteme sind insbesondere zur brandschutztechnischen Ertüchtigung von Stahlkonstruktionen seit vielen Jahren bekannt [Be91]. Die entsprechenden Produkte werden von den Herstellern gegenwärtig in der Regel im Rahmen einer bauaufsichtlichen Zulassung, welche vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) erteilt wird, in den Markt eingeführt. Basis für die Zulassungsprüfungen von Dämmschichtbildnern für den Stahlbau sind die vom DIBt herausgegebenen „Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen“ [DIBt97]. Im Rahmen der europäischen Harmonisierung wurde auch bei der EOTA mit der ETAG 018 eine Richtlinie für die Prüfung und Zertifizierung von Brandschutzprodukten erarbeitet. Der zweite Teil „reactive coatings for fire protection of steel elements“ behandelt die Dämmschichtbildner für Stahlbauteile. Produkte, die auf Basis dieser Richtlinie geprüft werden, können eine europäische Zulassung (ETA) erhalten.

In einer weiteren Richtlinie formuliert das DIBt „Zulassungsgrundsätze für dämmschichtbildende Baustoffe“ [DIBt06], die ausdrücklich nicht für Holzbaustoffe zum Nachweis der Baustoffklasse und nicht für Stahlbauteile zum Nachweis der Feuerwiderstandsklasse heranzuziehen sind. Nach dieser Richtlinie sollen allgemeine dämmschichtbildende Baustoffe geprüft und schließlich zugelassen werden, z. B. für die Anwendung innerhalb von Brandschutzschotts. Die Dämmschichtbildner können als Platten, Streifen, Gewebe, Mörtel, Anstriche oder als Granulate zur Anwendung kommen.

Auf dem Markt existieren bereits dämmschichtbildende Anstriche, die in der Lage sind, die Baustoffklasse von Holz zu verbessern, vgl. Abschnitt 2.3.3. Die Prüfung der brandschutztechnischen Eigenschaften solcher Produkte kann auf Basis der bereits etablierten Normen und Regelwerke problemlos vorgenommen werden. Schwerpunkt dieser Arbeit sind jedoch Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen, die in der Lage sein sollen, das Holz für einen Zeitraum von mindestens 30 Minuten vor der Entzündung zu bewahren. Für diese Anwendung gibt es nur Prüfansätze, die ausschließlich brandschutztechnisch wirksame Bekleidungen aus Plattenwerkstoffen berücksichtigen, vgl. DIN EN 14135. Dementsprechend stehen noch keine Grundsätze für die Prüfung und Zulassung von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen zur Verfügung. Die Beschichtung übernimmt die Aufgabe des Entzündungsschutzes, stellt aber streng genommen keine Kapselung dar. Baurechtlich gesehen, ist der Begriff „Entzündungsschutz“ derzeit noch nicht eingeführt worden.

3 BRANDVERHALTEN BESCHICHTETER HOLZBAUTEILE

Die wesentliche experimentelle Grundlage für diese Arbeit wurde mit den Versuchen des InnoNet Projektes [INO09] gelegt. An den Stellen, wo die Untersuchungen noch nicht ausreichend systematisch waren, wurden über das Projekt hinaus die erforderlichen Experimente als Eigenforschungsvorhaben des iBMB durchgeführt, wobei das Fraunhofer WKI dankenswerterweise das Beschichtungsmaterial zur Verfügung stellte.

In diesem Kapitel wird zunächst die Versuchsmethodik erläutert und dabei auch auf die Besonderheiten der verschiedenen Versuchsverfahren und damit einhergehenden Konsequenzen für die Modellentwicklungen dieser Arbeit eingegangen. Im nächsten Schritt werden die Untersuchungen zum Pyrolyseverhalten von Holz respektive beschichtetem Holz, die Untersuchungen zum Baustoffverhalten allgemein und die Bauteilversuche vorgestellt.

Die nationale und europäische Normung sieht Baustoff- und Bauteilklassifizierungen mit entsprechenden Bezeichnungen der jeweiligen Klassen vor. Die Kenntnis der Bedeutung der Klassen wird in dieser Arbeit mit dem Verweis auf die Normenreihe DIN 4102, die DIN EN 13501-1 bzw. DIN EN 13501-2 vorausgesetzt. Weiterführende Erläuterungen finden sich in [INO09] und in der Bauregelliste [BRL].

3.1 Versuchsmethodik

Die Gültigkeit von Bemessungsmodellen wird im konstruktiven Brandschutz, und im konstruktiven Ingenieurbau allgemein, in der Regel anhand von Versuchsergebnissen gezeigt. Die jeweiligen Modellparameter werden zudem auf Grundlage der Versuchsergebnisse kalibriert. Besondere technische Hürden ergeben sich bei Brandversuchen regelmäßig aus den hohen Temperatureinwirkungen, die bestimmte Messungen erheblich erschweren oder teilweise unmöglich machen. Dieses bezieht sich sowohl auf mechanische als auch auf thermische Messgrößen. Bei der Interpretation von Versuchen ist demnach grundsätzlich zu hinterfragen, wie belastbar die jeweiligen Ergebnisse für die zu klärenden Fragestellungen sind.

In diesem Abschnitt werden die für die Modellentwicklungen dieser Arbeit relevanten Versuchseinrichtungen kurz beschrieben, deren Grenzen aufgezeigt und gegebenenfalls Modifikationen der Standardversuchsaufbauten zur Erzielung einer höheren Präzision gezeigt. Die Auswahl der Versuchseinrichtungen richtete sich nach den übergeordneten Fragestellungen des Projektes [INO09]. Auf der einen Seite war das Baustoff- und Bauteilverhalten beschichteter Holzkonstruktionen samt Pyrolyseverhalten zu untersuchen und auf der anderen Seite waren für den bevorstehenden Prozess der bauaufsichtlichen Zulassung von HLB geeignete Prüfmethoden zu definieren. Letztere sollten sich an bereits etablierte Prüfverfahren und vorliegende Prüferfahrungen anlehnen, um von den zuständigen Gremien problemloser anerkannt zu werden.

3.1.1 Versuchseinrichtungen

3.1.1.1 Cone-Kalorimeter

Das Cone-Kalorimeter entsprechend ISO 5660 ist ein Gerät zur Baustoffprüfung, welches bisher noch keinen Einzug in die nationalen und europäischen Normen gehalten hat, aber im US-amerikanischen Raum sehr verbreitet ist (Bild 3.1). Es eignet sich insbesondere für Untersuchungen des Pyrolyseverhaltens von Bau- und Werkstoffen.

Als Wärmequelle dient ein elektrisch betriebener, kegelförmig ausgebildeter Heizer. Dieser erzeugt einen konstanten Wärmestrom von bis zu 100 kW/m^2 und erwärmt den Probekörper mit einer in der Regel quadratischen Grundfläche von $10/10 \text{ cm}^2$. An der Oberfläche des Probekörpers wird im Regelfall ein elektrischer Funke erzeugt, der die entstehenden Pyrolysegase zum möglichst frühen Zeitpunkt entzünden soll. Der Probenhalter wird auf eine Waage montiert, sodass der Masseverlust über die Branddauer aufgezeichnet werden kann. Die bei der Verbrennung entstehenden Rauchgase werden in einer Messstrecke analysiert. Mit dem Verfahren der Sauerstoffkalorimetrie ist es möglich, den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates zu bestimmen. Weitere Messgrößen sind die effektive Verbrennungswärme sowie die Kohlendioxid- und Kohlenmonoxidkonzentration. Bei einigen Versuchen im Rahmen dieser Arbeit wurden zusätzlich zu den genannten Standardmessungen auch Temperaturmessungen innerhalb der Querschnitte mit Thermoelementen vorgenommen.

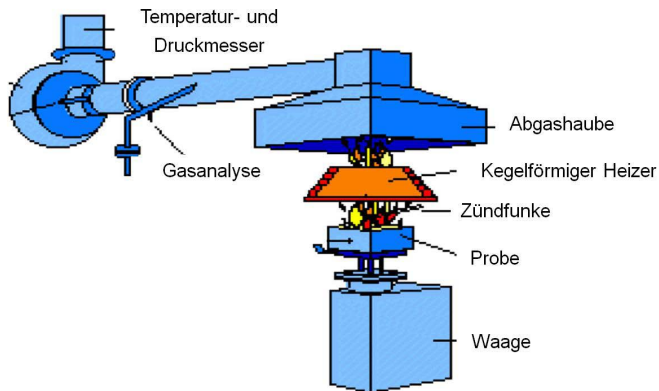


Bild 3.1 Aufbau des Cone-Kalorimeters nach ISO 5660

HLB auf brennbarem Substrat sind bei der Prüfung im Cone-Kalorimeter problematisch, da die Eckbereiche zu einer verfrühten Entzündung neigen. Hier ist der Wärmeeintrag aufgrund der quasi zweiseitigen Bestrahlung am größten, gleichzeitig ist die schützende Schaumbildung am geringsten. Um die Problematik zu entschärfen, wurden die Probekörper in der Form mit Vermiculitplatten geschützt, sodass die Bestrahlung möglichst auf die obere Fläche reduziert werden konnte. Dennoch kam es in den Eckbereichen immer wieder zu verfrühten Entzündungen. In

logischer Konsequenz wird in der Anfangsphase der Versuche im Cone-Kalorimeter immer eine etwas größere Wärmefreisetzungsrate gemessen als bei idealen Proben, die nur auf der Fläche geprüft werden. Der SBI-Test, vgl. Abschnitt 3.1.1.2, liefert hier genauere Ergebnisse, da das Verhältnis von beanspruchter Kantenlänge zur geprüften Bauteiloberfläche deutlich günstiger ist.

Bei der Interpretation von Versuchsergebnissen mit intumeszierenden Beschichtungen ist zudem zu bedenken, dass der Schaum häufig in den Heizer hinein wächst. Somit wird aus einer eindimensionalen Strahlungseinwirkung eine dreidimensionale. Finden die Untersuchungen im Rahmen der chemischen Entwicklung statt und dienen einer reinen Vergleichsstudie der Brandschutzleistungen verschiedener Laborformulierungen mit ähnlichem Schaumvolumen, ist die dreidimensionale Strahlungseinwirkung relativ bedeutungslos, da alle Proben den gleichen Randbedingungen unterliegen. Bei einer analytischen oder numerischen Simulation eines Cone-Versuchs sind diese Effekte bei der Modellbildung jedoch nicht vernachlässigbar.

Bei einem eigenen Ringversuch im Rahmen des Projekts [NB10] stellte sich heraus, dass im Cone-Kalorimeter Strahlungseinwirkungen wie bei großmaßstäblichen Versuchen erreicht werden können. Geometrische Maßstabeffekte, die unter anderem auch aus dem Intumescenzverhalten der HLB auf dreidimensionalen Strukturen resultieren, z. B. Verzerrungen in Eckbereichen von Balken, können dagegen nicht simuliert werden. Weiterhin sind die Strömungsgeschwindigkeiten im Cone-Kalorimeter vergleichsweise gering, eine Erosion des Schutzschaumes findet nicht statt. Die horizontale Anordnung der bestrahlten Fläche lässt weiterhin nicht erkennen, ob der Schaum bei einer bestimmten Temperatur die mechanische Integrität verliert und vom Realbauteil abrutschen würde.

3.1.1.2 SBI-Test

Der SBI-Test (Single Burning Item Test) ist die zweite Versuchseinrichtung nach dem Verfahren der Sauerstoffkalorimetrie, welche in dieser Arbeit genutzt wird. Der SBI-Test ist in DIN EN 13823 geregelt und wird neben anderen Verfahren zur Einordnung in die europäischen Baustoffklassen A2, B, C und D eingesetzt. Brandszenario ist die Brandweiterleitung an einem einzelnen brennenden Gegenstand in einer Raumecke. Die untersuchte Brandsituation entspricht dabei zeitlich der Phase vor dem Feuerüberschlag.

Bild 3.2 zeigt den schematischen Aufbau des SBI-Tests, wobei hier plattenartige Probekörper in der Standardanordnung dargestellt sind. Im Eckbereich der Proben befindet sich ein Sandbettbrenner mit einer Leistung von 30,7 +/- 2,0 kW. Über dem Brandraum befindet sich eine Abzugshaube für die Brandgase, an welche die Messapparaturen für die Versuchsauswertung angeschlossen sind. Messgrößen sind Rauchdichte, Temperatur und Druck sowie Sauerstoff-, Kohlenmonoxid- und Kohlendioxidkonzentration. Zur Untersuchung des entsprechenden Bauprodukts werden vier Kriterien herangezogen: Wärmefreisetzung, Rauchfreisetzung, horizontale Flammenausbreitung sowie brennendes Abfallen bzw. Abtropfen. Im Vergleich zum Cone-Kalorimeter ist der SBI-Test eine Größenordnung näher am Realmaßstab, der für alle Baustoffprüfungen den Idealfall abbilden würde.

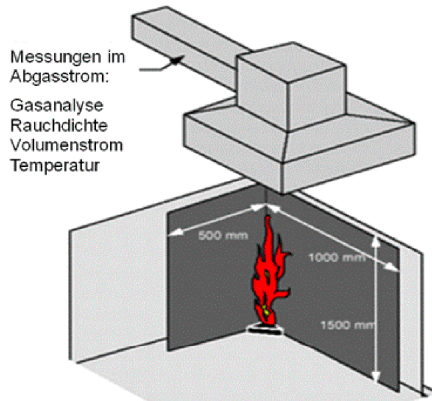


Bild 3.2 Darstellung des SBI-Tests

3.1.1.3 Fassaden-Laborbrandversuch

Die Fähigkeit einer Brandschutzbeschichtung, einen Hinterlüftungsspalt schlagartig zu verschließen, kann nach Zeiträumen von 2, 5 und 10 Jahren nicht wirtschaftlich an Originalbauteilen im Maßstab 1:1 geprüft werden. Es besteht Bedarf für einen Prüfaufbau, mit dem das Aufschäumverhalten der Beschichtung im Hinterlüftungsspalt in einem Laborversuch, aber möglichst ohne verfälschende Maßstabeffekte, überprüft werden kann. Im Rahmen der eigenen Entwicklungsarbeiten zu [INO09] wurde der Prototyp für einen entsprechenden Aufbau entwickelt (Bild 3.3). Der Fassaden-Laborbrandversuch ist kein Klassifizierungsversuch, sondern dient der Qualitätssicherung. Für den detaillierten Aufbau und die eigentliche Durchführung des Fassaden-Laborbrandversuchs wird auf [INO09] verwiesen. Im Rahmen dieser Arbeit ist der Versuch von Bedeutung, weil er zur Untersuchung der HLB unter Schwelbrandbedingungen herangezogen wird. Der Vollständigkeit halber werden in den beiden folgenden Unterabschnitten sowohl das Vollbrand- als auch das Schwelbrandszenario erläutert.



Bild 3.3 Fassaden-Laborbrandversuch; links: Versuch der Entzündung eines Blattes Papier; rechts: abgebrannter Probekörper des Lastfalls Vollast

Vollbrandszenario

Zur Festlegung eines geeigneten Vollbrandszenarios steht zunächst der Forschungsbericht [BRBS76] zu den Brandversuchen in Lehrte zur Verfügung. In diesem werden Temperaturprofile des Bereichs vor Außenwänden veröffentlicht, die durch Vollbrände in einem Wohnraum verursacht worden sind. Die entscheidenden Daten für den Hinterlüftungsspalt liefert jedoch *Klingelhöfer* [Kli02]. Er stellt detaillierte Ergebnisse der Temperaturmessungen im Hinterlüftungsspalt bei Versuchen entsprechend dem Fassaden-Großbrandversuch nach dem Entwurf für eine zukünftige DIN 4102-20 [MPA07] dar. Der Großversuch bildet sinnvollerweise das Referenzszenario zum Laborversuch, weshalb letztlich die Kalibrierungsdaten aus [MPA07] auch auf den Laborversuch angewendet werden.

Schwelbrandszenario

Um eine schwelende Beanspruchung zu simulieren, werden Versuche an Proben mit intermittierender Temperatureinwirkung durchgeführt. Dieses Brandszenario dient der Beantwortung der Fragestellung, ob die HLB auch nach einer längeren Phase der Vorwärmung noch in der erforderlichen Weise intumesziert.

Bild 3.4 zeigt einen Temperaturverlauf bei schwelender Beanspruchung, der erst nach einer Branddauer von 30 Minuten sein Maximum auf dem Niveau des Vollbrandes erreicht. Die beiden Kurven der Grafik verdeutlichen die gemessenen Temperaturen an zwei Messpunkten innerhalb des Hinterlüftungsspalts direkt am Sturz.

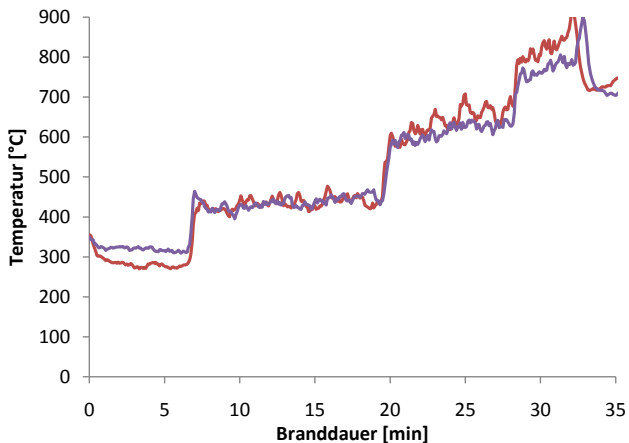


Bild 3.4 Temperatureinwirkung im Zwischenraum der hinterlüfteten Fassade, am Sturz gemessen; mit intermittierender Steigung zur Simulation von Schwelbrandbedingungen

3.1.1.4 Fassaden-Großbrandversuch

Versuchsaufbau und Brandszenario

Der Fassaden-Großbrandversuch ist das größte in dieser Arbeit verwendete Verfahren unter Einsatz der Sauerstoffkalorimetrie und wird entsprechend dem Arbeitspapier zum Entwurf der DIN 4102-20 [MPA07] durchgeführt. Bild 3.5 zeigt den Versuchsstand des iBMB während der durchgeführten Kalibrierungsarbeiten. Der Grundaufbau besteht aus 15 cm dicken Porenbetonplatten, auf die die eigentliche Fassadenkonstruktion detailgetreu entsprechend der vorgesehenen Anwendung aufgeschraubt wird. Die Höhe des Aufbaus beträgt vom Fußboden bis zum oberen Abschluss der Fassade 5,20 m. In der unteren Ecke befindet sich eine Brandkammer, deren Öffnung ein Fenster simuliert. Im Rahmen dieser Arbeit liefert der Fassadenversuch insbesondere Informationen zum Pyrolyseverhalten beschichteter Baustoffe und zum Intumescenzvorgang der HLB selbst. Die spezielle Anwendung „Fassade“ steht dabei eher im Hintergrund.

Es bestehen zwei Möglichkeiten, den Versuchsstand zu befeuern: mit einer brennenden Holzkrippe oder mit einem Gasbrenner. Vorteil des Gasbrenners ist die definiert steuerbare Energiefreisetzungsrate, die zeitlich konstant eingestellt werden kann. Die Holzkrippe verändert mit der Zeit sowohl ihre Geometrie als auch die pro Zeiteinheit umgesetzte Masse. Der Gasbrenner ist demnach insbesondere bei solchen Versuchen zu bevorzugen, in denen mithilfe der Sauerstoffkalorimetrie Aussagen über die Energiefreisetzung der Probekörper gemacht werden sollen und ist folglich für die Untersuchung der HLB erste Wahl.



Bild 3.5 Versuchsstand des iBMB für Fassaden-Großbrandversuche; Darstellung der Kalibrierversuche vor und nach dem Entzünden der Holzkrippe; Alternativ erfolgt die Beflammung mittels Gasbrenner, im linken Bild neben dem Prüfstand stehend

Im Vorfeld des eigentlichen Fassaden-Großbrandversuchs wurden umfangreiche Kalibrierversuche sowohl mit Holzkruppen als auch mit dem Gasbrenner durchgeführt, um eine korrekte Einstellung für den Volumenstrom der Zuluft der Brennkammer, des Brenngases Propan und der in das Brenngas eingemischten Luft zu finden, wobei die im Normentwurf [MPA07] definierten Randbedingungen zugrunde gelegt wurden.

In Bild 3.6 sind die gemessenen Wärmestromdichten der Endeinstellung bei einer Brennerleistung von 350 kW im Vergleich zu den Vorgaben der Norm aufgetragen. Die %-Angaben in den drei Kästchen sind ein Maß für die dem Brenngas beigemischte Luft. Unter Berücksichtigung der Größe des Versuchsaufbaus und der Schwierigkeit, die Messgröße Wärmestromdichte [LW09] exakt zu bestimmen, sind die gemessenen Werte in einer Höhe von 0,5 m und 1,0 m über dem Sturz (blau bzw. rot dargestellt) bei einer Luftbeimischung von 25 % akzeptabel. Lediglich in einer Höhe von 1,5 m über dem Sturz (grün dargestellt) ist die gemessene Wärmestromdichte etwas zu niedrig.

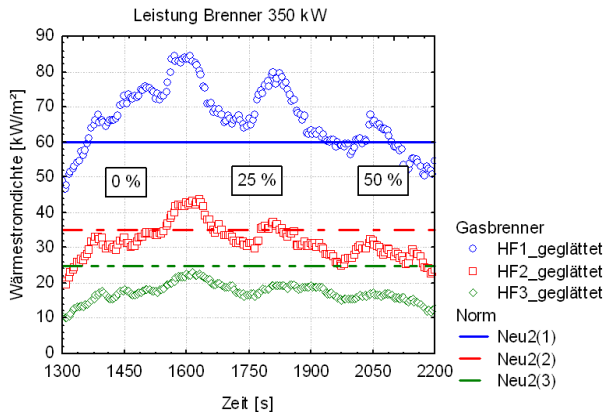


Bild 3.6 Kalibrierversuch Fassadenprüfstand mit Gasbrenner; Wärmestromdichten; blau: 0,5 m über Sturz, rot: 1,0 m über Sturz, grün: 1,5 m über Sturz [INO09]

Bezug zum Room-Corner-Versuch

Im Laufe des Projektes [INO09] war es wegen des erforderlichen Aufwands nicht möglich, einen Room-Corner-Versuch nach ISO 9705 durchzuführen. Dieser Versuch wäre die ideale Steigerung des SBI-Tests, da die Brandentstehungsphase im Realmaßstab in einem Brandraum nachgebildet wird. Im Folgenden soll diskutiert werden, inwiefern die Ergebnisse eines Fassaden-Großbrandversuchs als Ersatz für Ergebnisse eines Room-Corner-Versuchs dienen können.

Die Profile der Wärmestromdichten oberhalb der Brennerkante werden in Bild 3.7 vergleichend für beide Verfahren vereinfacht dargestellt. Das Profil des Fassadenversuchs (Gesamtleistung 350 kW) entstammt den Daten der eigenen Kalibrierversuche. Der Room-Corner-Versuch entspricht dem vereinfachte Modell des ASTM-Brenners (Gesamtleistung 160 kW) nach *Janssens* [Ja96], welches für numerische Brandsimulationen entwickelt und durch Versuchsnachrechnun-

gen validiert wurde. Es ist zu bedenken, dass die Wärmestromdichte beim Fassadenversuch jeweils über eine Breite von mindestens 1,0 m entsprechend der Sturzbreite plus einen Anteil auf der Seitenwand wirkt. Beim Room-Corner-Versuch entspricht die modellierte Wirkungsbreite zweimal der Brennerbreite, also insgesamt 0,6 m. Die Kurvenverläufe zeigen deutlich, dass aus dem reinen Flammenbild des Fassadenversuchs deutlich höhere Einwirkungen auf die Probekörperflächen resultieren als beim Room-Corner-Versuch. Signifikant unterschiedlich sind jedoch die Brandraumbedingungen. Der Fassadenversuchsstand steht völlig frei im Raum und bei entsprechend großen Versuchshallen ist quasi unbegrenzt Kühlluft vorhanden, die konvektiv in das Brandgeschehen eingemischt wird. Weiterhin ist die Umgebungstemperatur sehr gering und es können sich deutliche Rückstrahlungseffekte mit kühlender Wirkung einstellen. Der Room-Corner-Versuchsstand dagegen verfügt über thermisch träge Umfassungsbauteile aus Porenbeton und in Abhängigkeit vom Brandverhalten der untersuchten Baustoffe kann es zu solch starker Aufheizung des Brandraums kommen, dass der Flashover eintritt.

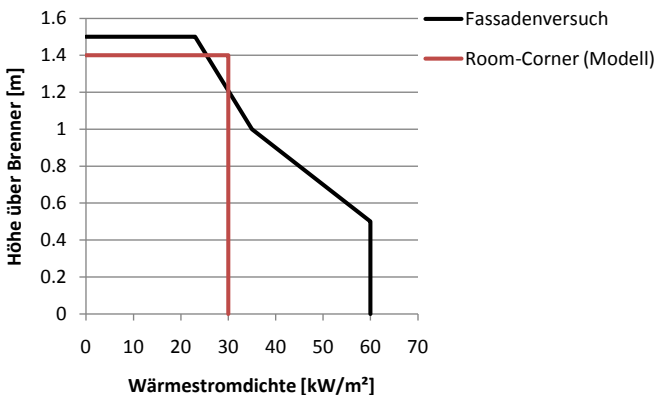


Bild 3.7 Vereinfachte Profile der Wärmestromdichten über der Brennerkante beim Room-Corner-Versuch entsprechend des Modells für den ASTM-Brenner (Brennerleistung 160 kW) [Ja96] und beim Fassadenversuch entsprechend des Entwurfs für DIN 4102-20 (Brennerleistung 350 kW)

Aufgrund der deutlich unterschiedlichen Brandraumbedingungen sind die Versuchsergebnisse des Fassadenversuchs und des Room-Corner-Versuchs nicht direkt vergleichbar. Anhand von anderen Baustoffen, für die Ergebnisse sowohl im Room-Corner-Versuch als auch im Fassadenversuch vorliegen, kann ggf. eine Hypothese für den Ausgang des Room-Corner-Versuchs aufgestellt werden. Da die Datenlage für einen solchen Vergleich sehr dünn ist, dürfte der Brückenschlag indes nur schwerlich gelingen.

3.1.1.5 Kleinbrandofen nach DIN 4102-8

Der Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 ist die kleinste genormte Versuchseinrichtung zur Untersuchung von Probekörpern unter Vollbrandbedingungen. In der Regel werden dabei Temperatur-Zeitverläufe entsprechend ETK gefahren. Das Abbrandverhalten von Holz wurde häufig in einem

ähnlichen Kleinbrandofen untersucht, z. B. [La92], [Li03] und [Bo06]. Vorteil des Kleinbrandofens sind die relativ geringen Abmessungen der Probekörper mit einer beflamten Fläche von 45/45 [cm²], was eine größere Anzahl von Versuchen bei vergleichsweise geringen Kosten ermöglicht.

Der Kleinbrandofen wird auf nationaler Ebene für die Qualitätsüberwachung von Dämmschichtbildnern auf Stahlbauteilen eingesetzt [DIBt97]. Auch auf europäischer Ebene ist mit den Regelungen der ETAG018-2 der Kleinbrandofen für Zwecke der Qualitätsüberwachung etabliert. Somit liegt es nahe, die Qualitätsüberwachung der HLB ebenfalls mit dieser Versuchseinrichtung durchzuführen. In dieser Arbeit wird der Kleinbrandofen einerseits zur Prüfung der Brandleistung verschiedener Systeme und andererseits für die Untersuchung konstruktiver Besonderheiten eingesetzt, für die größere Versuche zu aufwendig und kostspielig wären.

In [MR82] wird ein Ringversuch beschrieben, bei dem insgesamt 10 Prüfstellen jeweils die gleichen Versuche im Kleinbrandofen durchzuführen hatten. Hierbei stellten sich große Unterschiede sowohl bei den Ergebnissen der Temperaturmessungen an definierten Stellen im Versuchsaufbau als auch bei den zurückgerechneten Wärmeübergangsbedingungen vom Brandraum zur Probekörperoberfläche ein. Es wird vermutet, dass bereits geringe Unterschiede in den Brandraumabmessungen, Brandraumbaustoffen und Rauchgasabfuhrverhältnissen zu deutlich unterschiedlichen Versuchsergebnissen führen.

Um systematische und zufällige Fehler zu reduzieren, wurden alle Versuche in dieser Arbeit unter möglichst gleichen Bedingungen durchgeführt. So wurde von Anfang an nur ein Probekörper eingebaut, obwohl der Ofen von zwei Seiten bestückt werden kann. Wenn jedoch die HLB von zwei Seiten in den Brandraum hinein wächst, verändern sich die Ventilations- und damit auch die Wärmeübergangsbedingungen in nicht vorhersehbarer Weise. Auch mit nur einer Probe kann die von Versuch zu Versuch veränderte Schaumdicke zu einem systematischen Fehler führen, der verfahrensbedingt nicht zu verhindern und mit den vorhandenen Mitteln kaum zu quantifizieren ist. Im Rahmen eines eigenen Ringversuchs [NB10] wurden Wärmestromdichten an verschiedenen Stellen der beflamten Ofenöffnung gemessen (Bild 3.8). Dabei stellte sich nach 30 Minuten im unteren Bereich des Probekörpers eine Wärmestromdichte von rund 50 kW/m² ein, während im oberen Bereich nur knapp 20 kW/m² gemessen wurden.

Dass die lokal sehr unterschiedlichen Wärmestromdichten nicht vollständig auf die Versuchsergebnisse mit Dämmschichtbildnern durchschlagen, geht aus Bild 3.9 hervor, in dem die Temperatur-Zeitverläufe bei einem Brandversuch mit einem Dämmschichtbildner für Stahlbauteile dargestellt sind. Während des Versuchs stellte sich über der Stahlplatte eine nahezu gleichmäßige Schaumdicke ein, sodass über der Fläche ein konstanter Wärmeleitwiderstand angenommen werden kann. Die kritische Temperatur von 500 °C wird an den Messstellen mit der höchsten bzw. niedrigsten Temperatur um ca. 5 Minuten vor bzw. nach dem Mittelwert von 75 Minuten erreicht, was einer relativen Abweichung von weniger als 7 % entspricht. Bei Holz sind durchaus größere Abweichungen denkbar, da die Wärmeleitfähigkeit deutlich niedriger als bei Stahl ist und somit ein im Vergleich zu Stahl langsamerer Energieausgleich erfolgt.

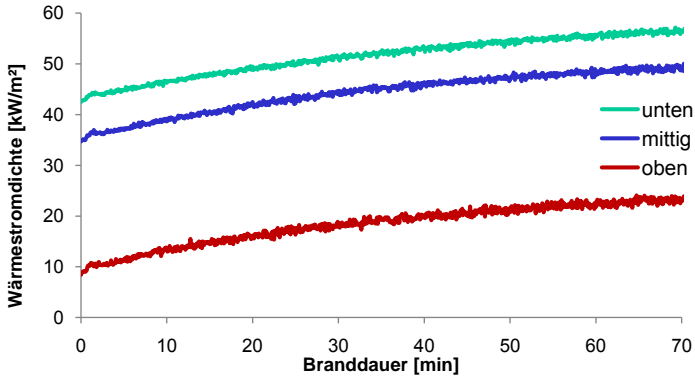


Bild 3.8 Ergebnisse der Wärmestromdichtemessungen im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 [NB10]

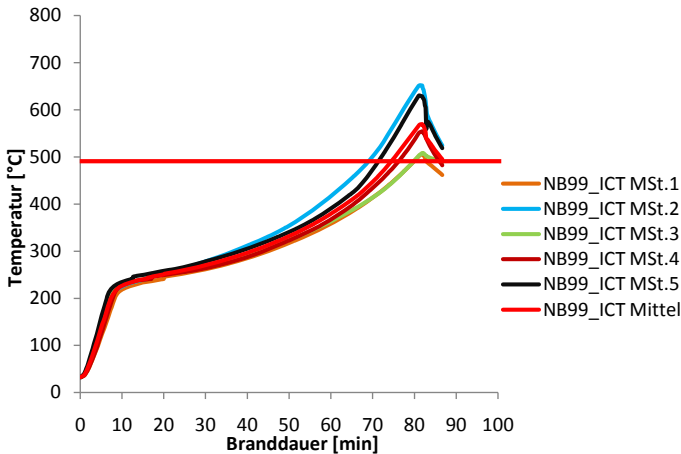


Bild 3.9 Auswertung der Temperaturverläufe bei einem Versuch mit Dämmschichtbildner auf Stahlplatte, Formulierung NB99 [NB10]

Zum Ausgleich der flächenbezogenen ungleichmäßigen Brandeinwirkungen auf ein und denselben Probekörper werden bei der Messung von Temperaturprofilen im Querschnitt grundsätzlich zwei Messreihen mit gegenläufiger Anordnung der Thermoelemente in der Tiefe verwendet, um im Mittel ein möglichst belastbares Ergebnis zu erhalten.

3.1.1.6 Brandhäuser des iBMB

Am iBMB steht eine Reihe von Versuchseinrichtungen zur Verfügung, um Bauteilversuche im Realmaßstab durchzuführen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die wesentlichen Versuche zur Überprüfung des Entzündungsschutzes in Anlehnung an DIN EN 14135 und die Zugversuche mit Nagelplatten im so genannten kleinen Deckenbrandhaus durchgeführt (Bild 3.10).

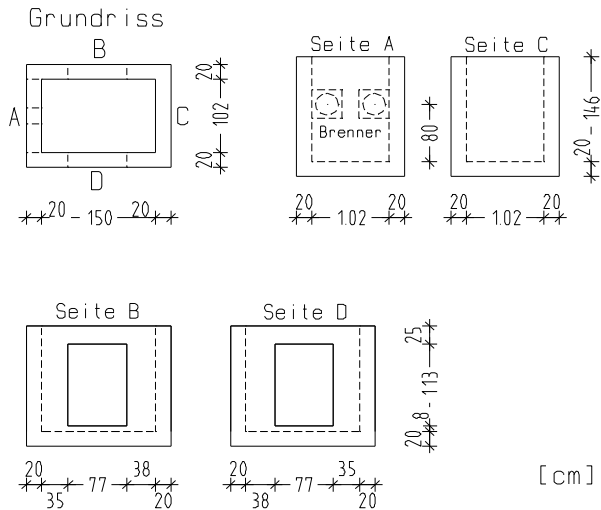


Bild 3.10 Geometrische Abmessungen des kleinen Deckenbrandhauses des iBMB

Ähnlich wie für den Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 wurde auch für Bauteilversuche ein Ringversuch durchgeführt. In [Ha86] wird über Stützenversuche in verschiedenen europäischen Versuchsanstalten berichtet, wobei Massivbaustützen mit gleichen Randbedingungen untersucht werden sollten. Dabei ergaben sich teilweise signifikant unterschiedliche Feuerwiderstandsdauern. Die Gründe für die Unterschiede können in der Wahl der Baustoffe, Ungenauigkeiten bei der Herstellung, Lagerungsbedingungen der Belastungseinrichtung, der Bauweise des Brandhauses oder in der Genauigkeit der thermischen Einwirkungen begründet sein.

In der Konsequenz können Bauteilversuche nur dann für systematische Untersuchungen herangezogen werden, wenn die Randbedingungen konstant eingestellt und nur Einzelparameter im System, z. B. die Beschichtungsdicke oder die Querschnittsabmessungen, variiert werden.

3.1.2 Vorgehensweise

Für die Entwicklung einer HLB ist eine große Anzahl von Entwicklungsschritten zu durchlaufen (Bild 3.11). Zunächst sind im Rahmen der chemischen Entwicklung viele Laborversuche mit einem relativ geringen Versuchsaufwand und dementsprechend geringen Kosten durchzuführen. Solche Formulierungen, die im Laborversuch vielversprechende Leistungsmerkmale zeigen, werden als Beistellprobe in einem Normbrandversuch unter ETK-Bedingungen getestet, um Erkenntnisse über das Brandverhalten in annähernd realistischem Maßstab zu gewinnen. Die Laborversuche und Beistellproben dienen fast ausschließlich der chemischen Entwicklung und sind nicht dieser Arbeit zuzurechnen, es erfolgt der Verweis auf die Arbeiten von Kruse [Kr10] und Simon [Si06].

Um Prüfverfahren für die Klassifizierung des Entzündungsschutzes sowie Bemessungsverfahren für den Entzündungsschutz und die Feuerwiderstandsdauer beschichteter Holzbauteile entwickeln und belegen zu können, sind die in Bild 3.11 im grünen Kasten dargestellten Versuche erforderlich. Dabei sind die Baustoffprüfungen und Untersuchungen zum Pyrolyseverhalten eng mit der Definition des Begriffs Entzündungsschutz verzahnt. Die systematischen Untersuchungen im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 werden sowohl für die Erarbeitung der Bemessungsverfahren als auch für die Erarbeitung von Konstruktionsrichtlinien für beschichtete Bauteile benötigt. Im Kleinbrandofen nicht mehr nachvollziehbare Konstruktionsdetails werden im kleinen Deckenbrandhaus untersucht. Hierzu zählen auch Versuche zur Überprüfung des Entzündungsschutzes an größermaßstäblichen Probekörpern. Der Fassaden-Großbrandversuch nimmt im Rahmen dieser Arbeit eine besondere Stellung ein, da er sowohl für Fragestellungen der Konstruktion als auch für das Pyrolyseverhalten beschichteter Holzwerkstoffe Informationen liefert.

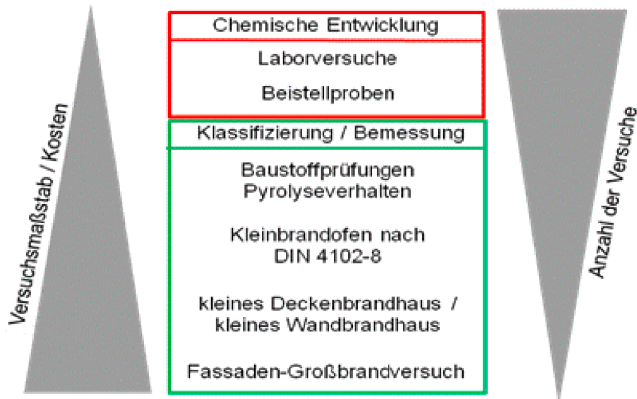


Bild 3.11 Schematische Darstellung der durchgeführten Brandversuche

3.1.3 Beschichtungssysteme

Die Laborformulierungen der im Rahmen dieser Arbeit zur Anwendung kommenden Beschichtungssysteme wurden von den Fraunhofer Instituten WKI und ICT zur Verfügung gestellt. Im Folgenden werden die übergeordneten Entwicklungslinien kurz beschrieben. Ausführliche Darstellungen finden sich im Forschungsbericht [INO09] und in der Dissertation von *Kruse* [Kr10].

Entwicklungslinie SEF

Die Abkürzung SEF beschreibt die Grundrezepturen aus dem strategischen Eigenforschungsvorhaben der Fraunhofer Gesellschaft [SEF05]. In dieser Entwicklungslinie wurden erstmalig keramisierende Elastomere für den Holzbrandschutz eingesetzt.

Entwicklungslinie RAB

Die Laborformulierungen der Entwicklungslinie RAB waren Hauptbestandteil der von *Kruse* [Kr10] durchgeführten Entwicklungsarbeiten. Es handelt sich um transparente und weiß decken-

de 2-Komponenten-Systeme auf Wasserbasis, die einen Entzündungsschutz von 30 Minuten gewährleisten können.

Entwicklungslinie IN

Die Entwicklungslinie IN ist ein weiß pigmentiertes 1-Komponentensystem auf Acrylatbasis. Dieses System wurde primär für die Außenanwendung konzipiert, wo es die Schwerentflammbarkeit von Holzfassaden gewährleisten soll. Im Kleinbrandversuch wurden jedoch wesentlich höhere Brandleistungen mit einem Entzündungsschutz von bis zu 45 Minuten erreicht.

3.2 Pyrolyseverhalten im Cone-Kalorimeter

Die Untersuchungen zum Pyrolyseverhalten von Nadelholz allgemein und beschichteten Hölzern speziell wurden im Wesentlichen im Cone-Kalorimeter nach ISO 5660 durchgeführt. Ein Teil der Baustoffprüfungen des nachfolgenden Abschnittes 3.3 sind zwar auch unter dem Aspekt Pyrolyseverhalten zu beurteilen. Da der Schwerpunkt jedoch eindeutig in der Baustoffprüfung selbst zu sehen ist, werden sie nicht in diesem Abschnitt behandelt.

Die Untersuchungen zum Pyrolyseverhalten dienen insbesondere als Grundlage für Kapitel 4, indem der Einfluss des Brandverhaltens beschichteter Bauteile auf die Brandentwicklungs- und Vollbrandphase beurteilt wird und die bisher bekannten Prüfkriterien für die Kapselung bzw. den Entzündungsschutz erweitert werden.

3.2.1 Untersuchung des 270 °C-Kriteriums

Bei der Prüfung von Brandschutzbekleidungen entsprechend DIN EN 14135 bzw. der Klassifizierung nach DIN EN 13501-2 wird angenommen, dass die Zündtemperatur üblichen Nadelholzes bei 270 °C liegt, weshalb diese Temperatur als ein Kriterium für die Prüfung der Kapselung angesetzt wird. Streng genommen gilt 270 °C für den Mittelwert der Messstellen und eine einzelne Messstelle darf 290 °C erreichen, vgl. auch Abschnitt 2.3.2.

In den beiden folgenden Unterabschnitten werden erste Tastversuche beschrieben, welche die bekannten Temperaturkriterien zunächst bestätigen, die dann jedoch durch weiterführende Versuche, vgl. Abschnitt 3.2.2, noch zusätzlich hinterfragt wurden. Dieses Hinterfragen resultierte aus kritischen Beobachtungen der Temperaturverläufe in der Grenzschicht bei den Großversuchen, die einige Diskrepanzen bei kurzen Schutzdauern aufdeckten.

3.2.1.1 Abgedecktes Fichtenholz

Es wurden insgesamt 17 Proben aus Nadelholz im Cone-Kalorimeter untersucht, bei denen die physikalische Schutzwirkung der Beschichtung jeweils durch 10 mm dicke Vermiculitplatten simuliert wurde (Bild 3.12).



Bild 3.12 Überprüfung der Auswirkung von Vorwärmung auf die Zündtemperatur bei abgedeckten Holzproben [INO09]

Wärmestromdichten von 25, 50 und 75 kW/m² sollten verschiedene Erwärmungsgeschwindigkeiten erzwingen. Nach Erreichen definierter Temperaturen in der Grenzschicht wurde der Versuch jeweils abgebrochen und die Erwärmungsdauer sowie das Verkohlungsbild auf der Holzoberfläche beobachtet. Die eingestellten Abbruchtemperaturen waren 200, 225, 250, 275 und 300 °C.

Eine zusammenfassende Darstellung der Versuchsbeobachtungen ist mit Bild 3.13 gegeben. Bis zum Erreichen von 250 °C stellte sich unabhängig von der Vorwärmzeit praktisch keine Verkohlung ein. Eine Temperatur von 275 °C wurde bei einer Wärmestromdichte von 75 kW/m² bereits nach 9 Minuten erreicht. Bei einer Einwirkung von 50 bzw. 25 kW/m² waren es 12 bzw. 38 Minuten. Die Oberflächen zeigten bei dieser Temperatur deutliche Verfärbungen, aber noch keine Verkohlung. Unabhängig von der Einwirkungsdauer veränderte sich das Erscheinungsbild der Proben in mehr oder weniger gleicher Weise. Bis zum Erreichen von 300 °C in der Grenzschicht vergingen je nach Intensität der thermischen Einwirkung 12, 13 bzw. 48 Minuten. Die Oberflächen waren sehr stark verfärbt und es war der Beginn einer leichten Verkohlung zu beobachten. Eine Vorwärmzeit von 48 Minuten rief interessanter Weise die gleiche Veränderung hervor wie eine Vorwärmzeit von 12 Minuten.

Der Versuch liefert ein deutliches Indiz, dass unter baupraktischen Bedingungen und der angestrebten Schutzdauer der HLB von 30 Minuten bei Erreichen der normierten Grenztemperatur von 270 °C keine Verkohlung eintritt. Die sichtbaren Verfärbungen vor Eintritt der Verkohlung sind zwar kein normgemäßes Beurteilungskriterium, zeigen jedoch deutlich, dass ab einer Temperatur von 250 °C Änderungen der Oberflächeneigenschaften einsetzen. Diese veränderten Oberflächeneigenschaften mindern gegebenenfalls das Adhäsionsvermögen der HLB am Holz, was in der großmaßstäblichen Anwendung zum Abrutschen des Schaumes führen kann.

Dieser Versuch wird letztlich deshalb nur als Tastversuch gewertet, weil das Zündverhalten von Holz unter Glutbrandbedingungen starken statistischen Streuungen unterliegt, vgl. Abschnitt

3.2.2 und 4.3.2. Hier wurde streng genommen für jede Temperaturgeschichte nur die Stichprobe 1 gewählt, sodass die Ergebnisse noch nicht belastbar sind.



Bild 3.13 Beobachtungen der Versuche zur Auswirkung der Vorwärmung auf die Zündtemperatur mit abgedeckten Proben [INO09]

3.2.1.2 Beschichtetes Fichtenholz

Probekörper aus Nadelholz wurden in dieser Reihe mit der Laborformulierung RAB6 – S161 beschichtet. Gemessen wurden jeweils die Energiefreisetzungsrate RHR und die Temperatur in der Grenzschicht zwischen Hochleistungsbrandschutzbeschichtung und Substrat. Die einwirkende Wärmestromdichte betrug bei dieser Versuchsreihe 65 kW/m².

Bild 3.14 zeigt exemplarisch das Versuchsergebnis der Probe 2801, welche mit einer Auftragsmenge von ca. 275 g/m² beschichtet wurde. Nach einer Initialisierungszeit von 120 s wurde die Probe in das Cone-Kalorimeter eingestellt. Die Temperatur in der Grenzschicht stieg schlagartig an, bis sich bei ca. 250 °C eine dämmende Schaumschicht einstellte. Nach 300 s wurde die normativ festgelegte kritische Temperatur von 270 °C erreicht. Zu diesem Zeitpunkt stieg die gemessene Energiefreisetzungsrate jedoch noch nicht an. Dieses geschah erst nach einer Branddauer von 420 s und markiert damit den Zündzeitpunkt. In der Grenzschicht wurde eine Zündtemperatur von knapp über 300 °C detektiert. Im weiteren Verlauf stieg die Energiefreisetzungsrate auf einen Wert von ca. 42,5 kW/m².

Zwei weitere Proben wurden mit ähnlichen Beschichtungsmengen untersucht. Es stellten sich dabei vergleichbare Temperaturverläufe und Energiefreisetzungsraten ein.

Die durchgeführten Versuche liefern ein weiteres Indiz, dass das normierte 270 °C–Kriterium für die Entzündungstemperatur von Holz sehr zutreffend ist. Die HLB setzt beim Erwärmen keine Pyrolyseprodukte frei, die eine signifikante Herabsetzung der Zündtemperatur bedingen, was als wesentliches Ergebnisse dieser Versuche zu werten ist.

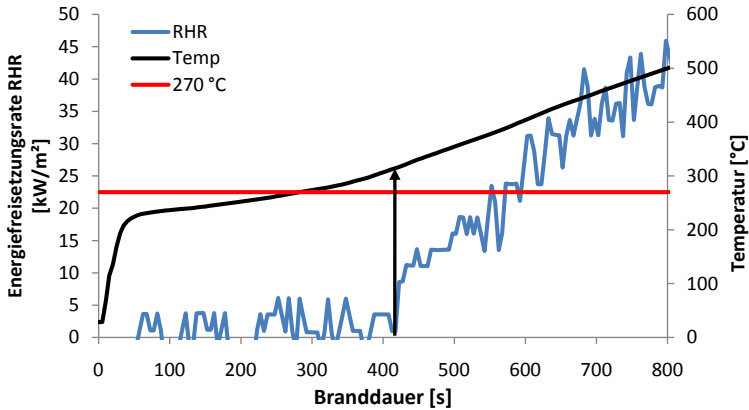


Bild 3.14 Verläufe der Wärmefreisetzungsrate und der Temperatur in der Grenzschicht, Fichtenholzprobe 2801 mit Rezeptur RAB6 – S161, Auftragsmenge ca. 275 g/m² [INO09]

3.2.2 Allgemeine Untersuchungen zum Zündverhalten

Die Untersuchungen des vorhergehenden Abschnittes können nur als Tastversuche gewertet werden, da sie statistisch nicht ausreichend belastbar sind. Deshalb wurden über das Projekt [INO09] hinaus weitere systematische Untersuchungen im Cone-Kalorimeter durchgeführt, um präzisere Kenntnisse über das Zündverhalten gedämmter Holzoberflächen bzw. über die Entzündung unter Glutbrandbedingungen zu gewinnen. Nach dem Stand der Technik, vgl. Abschnitt 2.2.3, finden sich in der Literatur kaum Informationen zu entsprechenden Einbausituationen.

In dieser Versuchsreihe wurden Fichtenholzproben mit einer mittleren Rohdichte von 435 kg/m³ bei einer mittleren Feuchte von 7,9 M.-% verwendet. Bei einem Großteil der Versuche wurden Temperaturen innerhalb des Querschnittes gemessen (Bild 3.15). Die Probekörper wurden mit 10 mm starker Mineralwolle abgedeckt, um die physikalische Wirkung der HLB zu simulieren. Der Heizer wurde auf verschiedene Wärmestromdichten kalibriert, um unterschiedliche Aufheizraten der Grenzschicht zwischen Dämmung und Holz zu erzwingen. Die Bandbreite der mittleren Aufheizraten reichte von 3,1 bis 14,0 K/min, womit der baupraktische Anwendungsbereich beschichteter Holzbauteile abgedeckt wurde.

Die eingestellten Wärmestromdichten und daraus resultierende Versuchsergebnisse werden in Anhang A1 dargestellt. In Abschnitt 4.3.2 werden die Versuchsergebnisse im Kontext der normierten Prüfkriterien ausführlich diskutiert und letztlich erfolgt eine Erweiterung der bisherigen Praxis.



Bild 3.15 Untersuchungen zum Entzündungsverhalten von Fichtenholz mit gedämmter Oberfläche und Temperaturmessungen über die Tiefe

3.2.3 Allgemeine Untersuchungen zur Energiefreisetzungsrate

In dieser eigenen Reihe wurden allgemeine Versuche zur Energiefreisetzungsrate im Vergleich unbeschichteter mit beschichteten Proben durchgeführt [INO09]. Als Substrat diente Fichtenholz die Auftragsmenge betrug ca. 275 g/m^2 . Diese Menge ist relativ gering und würde in der praktischen Anwendung maximal zur Verbesserung der Baustoffklasse ausreichen, jedoch keinen wesentlichen Entzündungsschutz liefern. Die einwirkende Wärmestromdichte wurde auf 65 kW/m^2 kalibriert.

3.2.3.1 Referenz unbeschichtetes Fichtenholz

Als Referenz wurden unbeschichtete Holzproben untersucht (Bild 3.16). Bereits nach wenigen Sekunden Branddauer entzündet sich die Holzoberfläche und die Energiefreisetzungsrate RHR steigt schlagartig an. Die drei untersuchten Vergleichsproben zeigen maximale Werte von 130 bis 142 kW/m^2 bereits ca. 90 s nach Versuchsbeginn. Nach Erreichen der maximalen Wärmefreisetzungsrate sinkt diese schnell und stetig ab, nach 360 s wird ein annähernd asymptotischer Verlauf beobachtet. Die Energiefreisetzungsrate pendelt sich auf Werte zwischen 65 und 70 kW/m^2 ein, was etwas mehr als 50 % des Maximums ist. Das schnelle Absinken der Energiefreisetzungsrate lässt sich mit der Bildung der Holzkohleschicht erklären. Diese schützt aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit den Bereich der Holzmasse um die Abbrandgrenze vor dem Wärmeeintrag des Heizstrahlers, sodass die chemische Umsetzung des Holzes langsamer verläuft [Bo06].

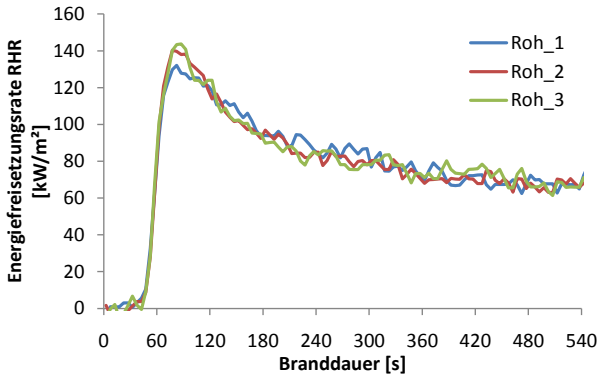


Bild 3.16 Energiefreisetzungsrates RHR unbeschichteter Fichtenholzproben, Fläche 10/10 [cm²], Wärmestromdichte 65 kW/m² [INO09]

3.2.3.2 Beschichtetes Fichtenholz

Der Verlauf der Energiefreisetzungsrates RHR für beschichtete Probekörper wird exemplarisch für die Laborformulierung RAB6-S161 dargestellt (Bild 3.17). Während der ersten 360 Sekunden Branddauer ist die Energiefreisetzungsrates im Mittel mit 5 kW/m² sehr gering. Ab diesem Zeitpunkt steigt RHR linear an. Nach 700 Sekunden pendeln sich die gemessenen Werte im Bereich von 50 +/- 10 kW/m² ein. Nach einer Branddauer von 360 s ist soviel Wärmeenergie in das Holz eingedrungen, dass es zur Entzündung kommt. Die Wärmefreisetzung steigt aber nicht so schlagartig, wie es bei ungeschütztem Holz der Fall ist. Die HLB behält ihre schützende Wirkung über den Zeitpunkt der Entzündung des Substrates hinaus. Während der Versuche konnte keine Zerstörung der Schaumstruktur beobachtet werden, das Fichtenholz blieb also immer abgedeckt. Dennoch wird unter der Schaumschicht nach einer Branddauer von 700 s annähernd die gleiche Wärmefreisetzung gemessen, wie bei einer ungeschützten Probe, wenn diese den beschriebenen Gleichgewichtszustand erreicht hat. Die Schaumschicht hat dann eine ähnliche isolierende Wirkung gegen die einwirkende Wärmestromdichte wie eine Holzkohleschicht.

Verschiedene Forschungsvorhaben beschäftigen sich mit der Fragestellung, ob durch Versuche im Cone-Kalorimeter die europäische Baustoffklasse nach DIN EN 13501-1 bestimmt werden kann. In [HMÖ05] wird ein Kriterium dargestellt, brandschutztechnisch ertüchtigte Holzbaustoffe hinsichtlich der Baustoffklasse B (Schwerentflammbarkeit) zu beurteilen. Bei einer einwirkenden Wärmestromdichte von 50 kW/m² darf die Energiefreisetzungsrates RHR erst nach 570 s einen Wert von 50 kW/m² erreichen. Die in Bild 3.17 dargestellten Verläufe der RHR zeigen, dass dieses Kriterium trotz der relativ geringen Auftragsmengen der HLB eingehalten wird.

Da die Verbrennung des Holzes exotherm verläuft, kann die HLB den Abbrand nach der Entzündung offensichtlich nur für einen begrenzten Zeitraum behindern – es Bedarf nicht mehr der Energie des Heizers. Aufgrund der Eigenbrandlast des Substrates verläuft die Energieumsetzung danach annähernd wie bei einer ungeschützten Probe. Da die Sauerstoffzufuhr durch den porö-

sen Schaum vermutlich behindert wird, bleibt die Energiefreisetzungsrate jedoch etwas unter jener von freiliegenden Proben. Die Energiefreisetzungsraten wären vermutlich gleich, wenn die Beschichtung nach dem Entzünden des Holzes nicht mehr als Schutzschicht auf dem Holz liegen bleiben, sondern z. B. in vertikaler Anordnung abrutschen würde. Die Frage der Schutzwirkung nach Entzünden des Holzes wird sowohl im Rahmen der Bauteilversuche als auch, in logischer Konsequenz, bei den Modellentwicklungen für die Bemessungsverfahren erneut aufgegriffen.

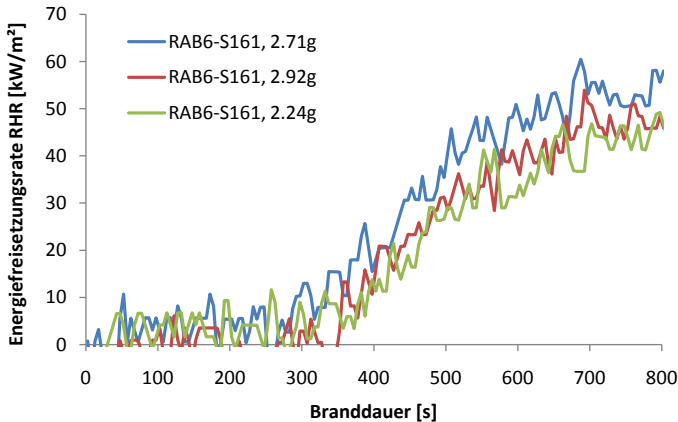


Bild 3.17 Energiefreisetzungsrate von beschichteten Fichtenholzproben, Laborformulierung RAB6-S161, Fläche 10/10 [cm²], Wärmestromdichte 65 kW/m², [INO09]

3.2.3.3 Gesamtenergiefreisetzung

Das Integral der Energiefreisetzungsrate RHR über der Zeit wird als Gesamtenergiefreisetzung THR (engl. Total Heat Release) bezeichnet. Die Gesamtenergiefreisetzung ist ein Maß dafür, wie viel Eigenbrandlast des Baustoffes bis zum jeweiligen Zeitpunkt eines konkreten Brandszenarios umgesetzt wird. Die Gesamtenergiefreisetzung ist vom Brandszenario abhängig und stellt keine Materialkonstante dar. Hingegen ist der untere Heizwert H_u ein Maß für die in einem Baustoff gespeicherte Gesamtenergie, unabhängig vom Zeitverlauf der Freisetzung.

In Bild 3.18 wird die THR einer rohen Holzprobe mit einer beschichteten verglichen. Während die THR bei rohem Holz fast linear ansteigt, setzt die beschichtete Probe bis zur 350. Sekunde nur sehr wenig Energie frei. Ab diesem Zeitpunkt steigt die Kurve jedoch merklich an und mündet ebenfalls in einen linearen Verlauf, wobei die Steigung erwartungsgemäß geringer als bei der rohen Probe ist. Nach 500 s hat das rohe Fichtenholz ca. 400 MJ/m² Gesamtenergie freigesetzt, die beschichtete Probe mit ca. 50 MJ/m² nur ein Achtel davon.

Bild 3.18 zeigt sehr eindrucksvoll, dass beschichtete Holzproben bis zum Entzünden des Holzes keinen wesentlichen Beitrag zur Energiefreisetzung leisten, obwohl die HLB selbst zu den brennbaren Baustoffen gehört, wie sich bei den Baustoffprüfungen im nachfolgenden Abschnitt 3.3 noch zeigen wird. In Kapitel 4 wird noch genauer diskutiert werden, inwiefern mit der HLB die gleichen Schutzziele wie mit einer nichtbrennbaren Bekleidung erreicht werden können.

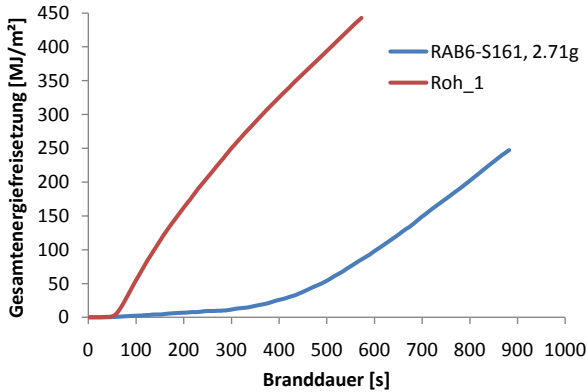


Bild 3.18 Gesamtenergiefreisetzung einer beschichteten Fichtenholzprobe, Laborformulierung RAB6-S161 mit einer rohen Fichtenholzprobe, Fläche 10/10 [cm²], Wärmestromdichte 65 kW/m² [INO09]

3.2.4 Temperaturprofile beschichteter und unbeschichteter Proben

Die Versuche in diesem Abschnitt waren Bestandteil eines Ringversuchs, bei dem die Brandleistungen zweier Laborformulierungen verglichen werden sollten. Gleichzeitig wurden Kenntnisse über das Pyrolyseverhalten verschiedener Holzarten gewonnen: Fichte, Buche, Eiche und Afzelia [INO09].

Um die Temperaturen im Probenquerschnitt messen zu können, wurden die Probekörper mit Bohrungen in definierten Tiefen versehen. Untersucht wurden die Tiefen 0, 8, 13 und 20 mm. Die Beschichtungsstärken wurden so festgelegt, dass auf Fichte eine Trockenschichtstärke von 200 µm erreicht wurde. Die entsprechende Masse wurde dann auch auf die anderen Holzarten aufgetragen. Da die Holzarten aber allesamt über unterschiedliches Saugverhalten verfügen, stellten sich damit unterschiedliche Trockenschichtdicken ein. Dieses erschwert den direkten Vergleich der Wirkungsweisen der HLB bei verschiedenen Holzarten. Es können lediglich qualitativ vergleichende Aussagen getroffen werden, weshalb die Wirkungsweise als Entzündungsschutz hier nicht weiter verfolgt wird und der Fokus auf die Isothermenverläufe innerhalb der Probekörper gelegt wird. Die Wärmestromdichte wurde in dieser Versuchsserie auf 35 kW/m² kalibriert.

Insbesondere für die Entwicklung von Bemessungsmodellen im Grenzzustand der Tragfähigkeit im Brandfall sind grundsätzliche Erkenntnisse über den Temperaturverlauf in beschichteten Bauteilen erforderlich. Die Bilder 3.19 und 3.20 zeigen die Temperatur-Tiefenprofile von beschichteten und unbeschichteten Fichtenproben zu verschiedenen Zeitpunkten. Versuchsende war jeweils die 15. Brandminute. In den Bildern sind die Orte der 200 °C - und 300 °C – Isothermen dargestellt. Naturgemäß sind die entsprechenden Tiefen bei unbeschichteten Probekörpern deutlich größer als bei beschichteten Probekörpern. Von Interesse ist die Differenz der Tiefen von 200 °C und 300 °C-Isotherme. In dem gezeigten Versuch beträgt die Differenz der unbeschich-

teten Probe 3,1 mm und die der beschichteten 3,8 mm. Dieses bedeutet, dass der Temperaturgradient bei beschichteten Bauteilen über eine größere Tiefe als bei unbeschichteten Bauteilen abgebaut wird. Eine Erklärung der größeren Penetrationstiefe liegt offensichtlich in der längeren Vorwärmphase bei beschichteten Bauteilen.

Für die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens ist es also von besonderer Bedeutung, für welche Isotherme die Abbrandrate definiert wird.

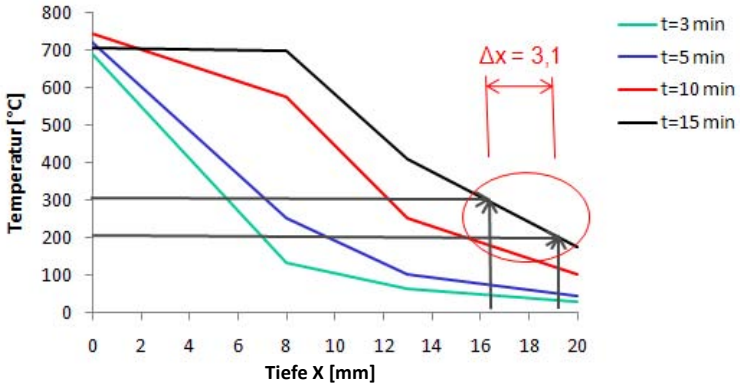


Bild 3.19 Temperaturprofile zu verschiedenen Zeitpunkten, Cone-Versuch, unbeschichtete Fichte [INO09]

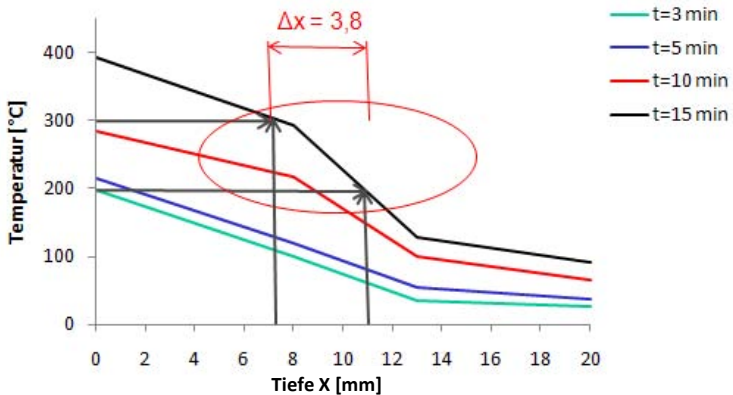


Bild 3.20 Temperaturprofile zu verschiedenen Zeitpunkten, Cone-Versuch, beschichtete Fichte [INO09]

Mit handwerklichen Werkzeugen wurden nach Versuchsende die Probekörper bis in unterschiedliche Tiefen abgetragen: bis zur Ebene der Holzkohle direkt unter der Beschichtung, bis zur Ebene der 200 °C-Isotherme und bis zur Ebene der 300 °C-Isotherme. Die Bilder 3.21 und 3.22 zeigen Vergleiche von beschichteter und unbeschichteter Fichte und Eiche.

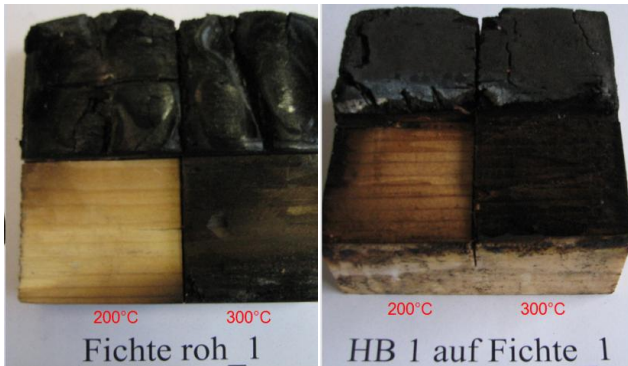


Bild 3.21 Visueller Vergleich des Zersetzungsverhaltens von unbeschichteter Fichte und beschichteter Fichte (HB1) nach dem Cone-Kalorimeter-Versuch [INO09]



Bild 3.22 Visueller Vergleich des Zersetzungsverhaltens von unbeschichteter Eiche und beschichteter Eiche (RAB6) nach dem Cone-Kalorimeter-Versuch [INO09]

Die Holzkohle unter der entfernten Beschichtung ist bei beiden Holzarten deutlich weniger zerklüftet als jene Kohle, die dem Heizstrahler direkt ausgesetzt war. Bei unbeschichteten Hölzern ist in der Tiefe der 200 °C-Isotherme keine Verkohlung, sondern nur eine leichte Verfärbung sichtbar. Die beschichteten Proben zeigen in der entsprechenden Tiefe auch nur wenig Verkohlung, aber eine ausgeprägte Verfärbung. Im Bereich der 300 °C-Isotherme ist visuell kein Unterschied zwischen beschichteten und unbeschichteten Probekörpern zu erkennen. Die Beobachtungen lassen darauf schließen, dass eine größere Vorwärmzeit zu einer stärkeren Zersetzung der Holzschichten im Bereich der Temperaturen unter 300 °C führt.

Bei der Berechnung des Wärmedurchgangs mithilfe der Methode der finiten Elemente ist zu überprüfen, ob die in den einschlägigen Regelwerken zur Verfügung stehenden thermischen Materialgesetze auch für beschichtete Bauteile Anwendung finden können. Denn die Wärmeleitfähigkeit ist in der Regel ein Rechenwert, der die Zerklüftung der Holzkohle ideell berücksichtigt. Ebenfalls sind die mechanischen Materialgesetze dahin gehend zu überprüfen, ob die in Euro-

code 5 angenommenen temperaturabhängigen Festigkeitswerte auch für geschützte Bauteile nutzbar sind.

3.3 Baustoffversuche

Im Rahmen der beiden InnoNet-Vorhaben [INO05] und [INO09] wurden zahlreiche Baustoffversuche durchgeführt. In dieser Arbeit werden jedoch nur diejenigen Versuche aufgegriffen, die für die Modellentwicklungen relevant sind. Für weitergehende Informationen wird auf die zitierten Forschungsberichte verwiesen.

3.3.1 Bombenkalorimeter

Um einen Baustoff in die europäische Baustoffklasse A2 einordnen zu können, ist die Prüfung zur Bestimmung der Verbrennungswärme nach DIN EN ISO 1716 zu bestehen⁵. Bei dem Prüfgerät handelt es sich um das sogenannte Bombenkalorimeter oder auch Kalorimeterbombe. Bei der Prüfung wird eine Probe unter genormten Bedingungen in dem Kalorimeter verbrannt. Auf Grundlage der Temperaturerhöhung wird die Verbrennungswärme, auch unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten und der latenten Verdampfungswärme von Wasser, berechnet. Aus den Messgrößen der Kalorimeterprüfung wird der PCS-Wert für die Klassifizierung nach DIN EN 13501-1 abgeleitet. Unter dem PCS-Wert wird die Brutto-Verbrennungswärme in MJ/kg verstanden, die freigesetzt wird, wenn die Substanz vollständig verbrannt ist und der während dieses Prozesses entstandene Wasserdampf wieder vollständig kondensiert ist.

Die Verbrennungswärme der Laborformulierungen RAB 6 S12 und RAB 6 S20 wurde untersucht. Die Laborformulierung RAB 6 S12 erreichte im Mittel einen PCS-Wert von 13,2 [MJ/kg] und die Formulierung RAB 6 S20 9,5 [MJ/kg]. Gemäß DIN EN 13501-1 dürfen homogene Bauprodukte zur Einstufung in die Baustoffklasse A2 maximal einen PCS-Wert von 3,0 aufweisen. Die überprüften Formulierungen der HLB überschreiten diesen Grenzwert demnach um das Drei- bis Vierfache.

Die HLB ist damit grundsätzlich in die Gruppe der brennbaren Baustoffe einzuordnen und unterscheidet sich folglich von den nichtbrennbaren Bekleidungen zur Erreichung eines Kapselkriteriums.

3.3.2 Single-Burning-Item-Test

Für den Single-Burning-Item (SBI)-Test wurden Probekörper aus unbeschädigten Fassadenelementen des Fassaden-Großbrandversuchs, vgl. Abschnitt 3.4.2, verwendet. Der Entzündungsschutz der betreffenden Elemente war vom WKI auf etwa 10 Minuten unter Normbrandbedingungen eingestellt worden.

⁵ Alternativverfahren ist die Prüfung im Nichtbrennbarkeitsofen nach DIN EN ISO 1182, die jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt wurde.

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

Bild 3.23 zeigt den eingebauten Probekörper kurz nach der Zündung des Gasbrenners und das stellenweise verkohlte Substrat nach dem Brandversuch. Eine seitliche Brandausbreitung fand nicht statt, die Verkohlungen und Verfärbungen konzentrieren sich auf den Primärbrandbereich der Flamme des Gasbrenners.



Bild 3.23 SBI-Test am Fassadensystem, links: Phase kurz nach Zündung des Brenners; rechts: Substrat mit leichten Verkohlungen und Verfärbungen nach dem Brandversuch, Beschichtungssystem RAB7-2a, kalkulierte Schichtdicke 500 μm [INO09]

Zu Beginn der Beflammung des Probekörpers stieg die Energiefreisetzungsrate schlagartig auf einen Wert von knapp 4,5 kW an, um dann jedoch stetig abzusinken (Bild 3.24). Nach weiteren 300 Sekunden wurden nur noch Werte unterhalb 1,0 kW gemessen und zum Ende des Versuchs deutlich weniger als 0,5 kW. Das rapide Wachstum der Wärmefreisetzung zu Beginn der Beflammung des Probekörpers ist charakteristisch für das SBI-Verfahren und kann bei verschiedenen anderen Baustoffen ebenfalls beobachtet werden.

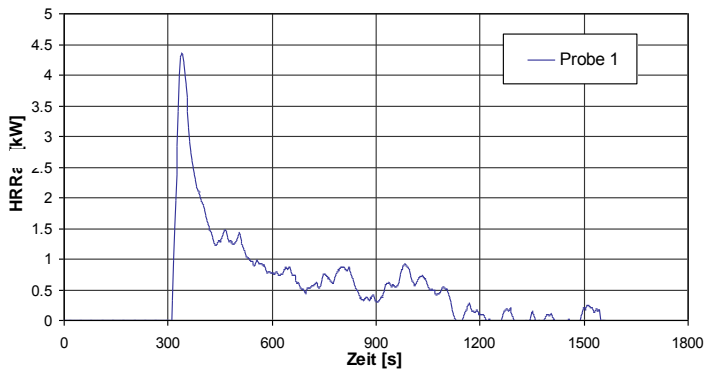


Bild 3.24 SBI-Test am Fassadensystem, Darstellung der Energiefreisetzungsrate [kW], Beschichtungssystem RAB7-2a, kalkulierte Schichtdicke 500 μm [INO09]

Die wesentliche Kenngröße für die Klassifizierung von Baustoffen im SBI-Test ist der Feuerwachstumswert FIGRA (Bild 3.25). Er erreicht im Maximum eine Größe von 32 W/s, was den Grenzwert von 120 W/s für die Einstufung in die europäische Baustoffklasse A2 deutlich unterschreitet. Die Gesamtenergiefreisetzung THR nach 600 s liegt bei 0,7 MJ (Bild 3.26), wobei wiederum der Grenzwert von 7,5 MJ für die Einstufung in Klasse A2 deutlich unterschritten wird.

Die Klassifizierung könnte dennoch „nur“ B s1,d0 lauten, weil die weiterführenden Prüfungen für die Baustoffklasse A2 nicht bestanden werden können. Dieses wurde bei den Untersuchungen im Bombenkalorimeter gezeigt, vgl. Abschnitt 3.3.1. Die Prognose zur Baustoffklasse B entsprechend der im Cone-Kalorimeter gewonnenen Versuchsergebnisse, vgl. Abschnitt 3.2.3.2, wird im SBI-Versuch bestätigt.

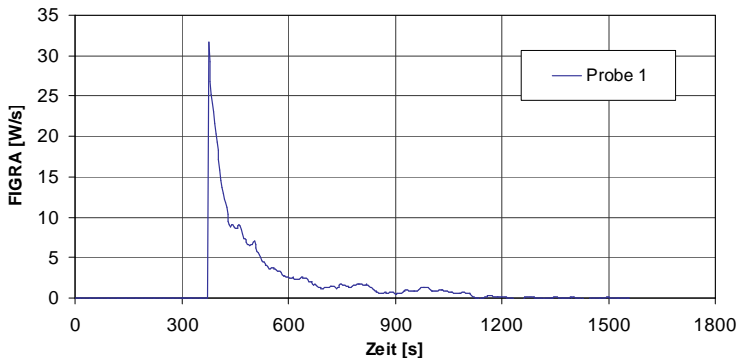


Bild 3.25 SBI-Test am Fassadensystem, Darstellung des Feuerwachstumswertes FIGRA [W/s], Beschichtungssystem RAB7-2a, kalkulierte Schichtdicke 500 μm [INO09]

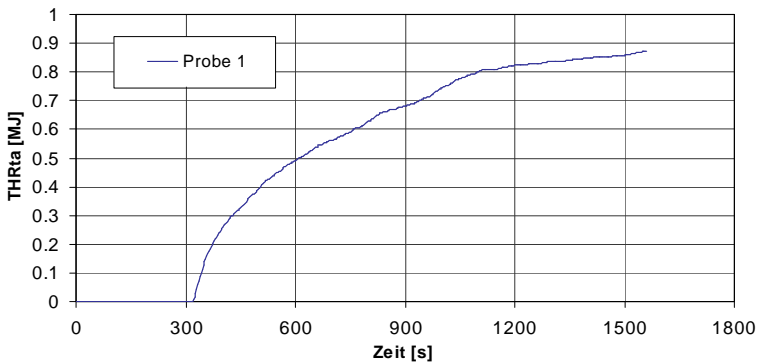


Bild 3.26 SBI-Test am Fassadensystem, Darstellung der Gesamtenergiefreisetzung THR [MJ], Beschichtungssystem RAB7-2a, kalkulierte Schichtdicke 500 μm [INO09]

Zusammenfassend ist festzustellen, dass sich beschichtete Bauteile im SBI-Test in der entscheidenden Brandeigenschaft Energiefreisetzung wie A2-Baustoffe verhalten. Diese Tatsache ist bei der Bewertung der erreichbaren Schutzziele beim Einsatz beschichteter Wand- und Decken-

bauteile sowie Einzeltragglieder von besonderer Bedeutung und wird in Kapitel 4 erneut aufgegriffen.

3.4 Brandversuche an Fassadenbekleidungen

In diesem Abschnitt wird mit dem eigens dafür entwickelten Laborbrandversuch sowie wie großmaßstäblichen Brandversuchen im Fassadenprüfstand untersucht, ob mit Fassadenbekleidungen aus Holz durch Anwendung der HLB einer Brandausbreitung über die Fassade in gleicher Weise vorgebeugt werden kann wie bei Einhaltung der Anforderungen an Fassaden von Gebäuden der Gebäudeklasse 4.

3.4.1 Fassaden-Laborbrandversuche

Die Probekörper der beiden Versuche dieses Abschnitts sind, wie auch die des SBI-Tests, unbeschädigt gebliebenen Elementen des Fassaden-Großbrandversuchs entnommen worden. Die Temperatur wurde im ersten Versuch stufenweise gesteigert, um die Auswirkungen einer längeren Vorerwärmung zu testen (Bild 3.27). Nach 30 Minuten war die Initialtemperatur auf der Oberfläche bzw. in den oberen Schichten der HLB erreicht, sodass es zur Intumescenz kam. Schlagartig fielen alle gemessenen Temperaturen mit Ausnahme des Sturzberreiches auf unter 400 °C ab.

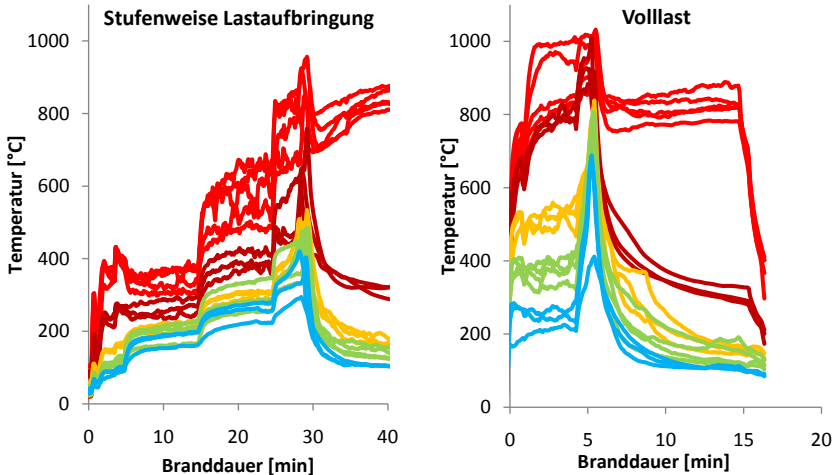


Bild 3.27 Fassaden-Laborbrandversuch, Messergebnisse für stufenweise Lastaufbringung und Volllast, gleichfarbige Kurven repräsentieren Messstellen in verschiedenen Höhen [INO09]

Beim zweiten Versuch wurde das Vollbrandszenario ohne Vorerwärmung untersucht. Aufgrund der Kaminwirkung kam es zunächst zu einem sehr starken Anstieg der Temperaturen, die mit der Intumescenz der Beschichtung wieder sehr zügig absanken, um schließlich das gleiche Niveau

wie beim Versuch mit stufenweiser Einwirkung zu erreichen. Hieraus wird deutlich, dass die Vorwärmung in den geprüften Größenordnungen und Zeiträumen keinen Einfluss auf die Brandleis-
Brandleistung der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung hat. Diese Erkenntnis ist sehr wichtig, da in der Realität dem Vollbrand häufig eine längere Brandentwicklungsphase vorausgeht, in der die Oberflächen teilweise nur mit geringer Intensität erwärmt werden.

Während des Versuches unter Vollast wurde überprüft, ob die trotz Schutzschaum durchströmenden Heißgase genug Energie besitzen, um ein Stück Papier zu entzünden. Dieses gelang jedoch nicht. Hintergrund der Vorgehensweise war die Frage, ob die Anordnung der Thermoelemente unter Umständen zu positiven Messwerten führt, die wahre Schutzwirkung jedoch überschätzt wird, weil der Schaum ungleichmäßig ist und nicht vollständig abdichten kann [INO09].

3.4.2 Fassaden-Großbrandversuch

Bei der Planung des Probekörpers (Bild 3.28) für den Fassaden-Großbrandversuch sollte modellhaft ein Wandaufbau reproduziert werden, wie er typischer Weise in einem Objekt der Gebäudeklasse 4 MBO unter Berücksichtigung der Muster-Holzbaurichtlinie zu finden sein könnte. Es ist davon auszugehen, dass Fassadensysteme mit HLB in der nächsten Zukunft noch über relativ kurze Renovierungsintervalle verfügen werden, weshalb ein Befestigungssystem aus Aluminium für die Fassadenplatten aus Fichtensperrholz verwendet wurde. Dieses gewährleistet die zügige Demontage, Erneuerung der Beschichtung und Wiedermontage. Eine genaue Beschreibung des Versuchsaufbaus, der Messtechnik und der Versuchsdurchführung findet sich im Forschungsbericht [INO09].



Bild 3.28 Beflammung der Versuchsfassade mit Blickrichtung aus zwei Perspektiven

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

In Bild 3.29 werden die Ergebnisse der Sauerstoffkalorimetrie dargestellt. In dem Diagramm sind die auf Basis des gemessenen Gasdurchflusses berechnete Brennerleistung sowie die Energiefreisetzungsrates RHR der Versuchsanordnung aufgetragen. Demnach wurde die Brennerleistung konstant bei 346 kW gehalten. Die Energiefreisetzungsrates pendelt mehr oder weniger um die Brennerleistung herum. Hierbei ist zu bedenken, dass die Sauerstoffkalorimetrie bei einem so großen Versuchsaufbau natürlichen Schwankungen unterliegt, zumal nicht gewährleistet werden kann, dass immer alle Rauchgase des offenen Aufbaus auch wirklich in die Abluft gelangen. Für die Beurteilung des Pyrolyseverhaltens ist festzuhalten, dass die Fassade am Verbrennungsvorgang keinen messbaren Anteil hatte.

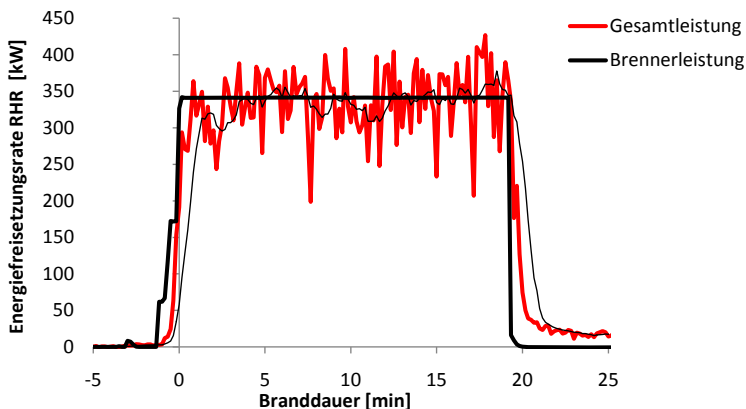


Bild 3.29 Fassaden-Großbrandversuch: Gesamtwärmefreisetzungsrate [INO09]

Die Temperaturen im Hinterlüftungsspalt sind in Bild 3.30 für den Bereich der Ecke dargestellt, da hier am Sturz die höchsten Temperaturen gemessen wurden. Es zeigt sich deutlich, dass nach einer Branddauer von 2,5 Minuten alle gemessenen Temperaturen sanken, was auf die Intumeszenz der HLB zurückzuführen ist. Der Hinterlüftungsspalt wurde geschlossen, sodass die Heißgase nicht weiter eindringen konnten. Lediglich die Temperatur des untersten Thermoelementes am Sturz schwankte zwischen 700 °C und 400 °C. In einer Höhe von 1,0 m über dem Sturz wurden kurz vor Einsetzen der Intumeszenz noch 300 °C gemessen, nach 5 Minuten waren es nur noch 100 °C. In der für die Klassifizierung relevanten Höhe von 3,50 m über dem Sturz wurde es nicht wärmer als 120 °C.

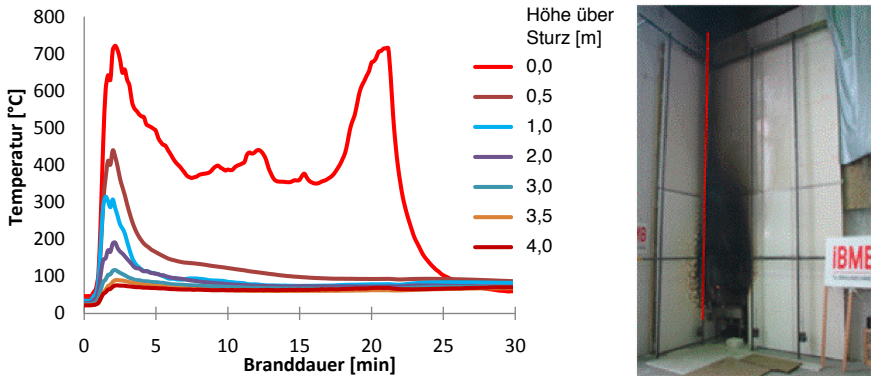


Bild 3.30 Fassaden-Großbrandversuch: Temperaturen in der Ecke des Hinterlüftungsspalts, Messstellen sind der Höhe nach entsprechend der Legende angeordnet worden [INO09]

Aufgrund der Isolationswirkung der intumeszierenden HLB begannen nach etwa 2,5 Minuten auch die Temperaturen an den Aluminiumschienen des Befestigungssystems zu sinken, jedoch deutlich langsamer und betragsmäßig geringer als bei der Luft im Hinterlüftungsspalt (Bild 3.31). Dieses ist vermutlich auf das unterschiedliche Wärmespeichervermögen von Aluminium und Luft zurückzuführen. Im direkten Einwirkungsbereich der Brennerflamme wurden die größten Temperaturen zwischen 350 °C und 300 °C beobachtet. Ab der nächsten Messebene waren es nur noch 150 °C. Mit zunehmender Höhe über dem Brandkammersturz nahmen die Temperaturen kontinuierlich ab. Die Temperaturverläufe verdeutlichen jedoch, dass in größeren Höhen 150 °C grundsätzlich zu erwarten sind, vgl. Messstelle in einer Höhe von 4,0 m über dem Sturz.

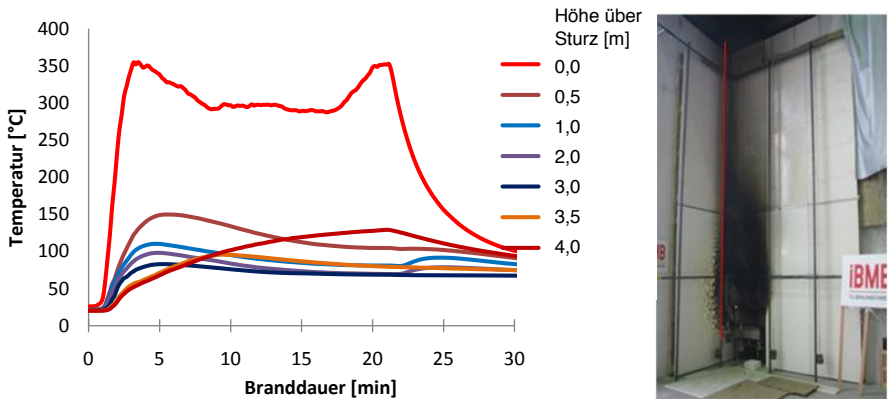


Bild 3.31 Fassaden-Großbrandversuch: Temperaturen an den Metallschienen, Messstellen sind der Höhe nach entsprechend der Legende angeordnet worden [INO09]

Nach dem Versuch wurden die einzelnen Fassadenelemente auf Verkohlungen untersucht. Diese waren nur im direkten Einwirkungsbereich der Brennerflammen in der Umgebung des Sturzes erkennbar. Sowohl auf der Rück- als auch auf der Vorderseite war nach dem Entfernen des Schaumes noch nicht-reagiertes Beschichtungsmaterial vorhanden. Das Gesamtsystem verfügte über deutliche Reserven, die während der 20-minütigen Beflammung noch nicht aktiviert wurden. Die Kriterien für die Klassifizierung B1 – schwerentflammbar wurden also problemlos erreicht.

Die Ergebnisse des Fassaden-Großbrandversuchs münden in Abschnitt 8.4 in Hinweise zum brandschutzgerechten Konstruieren beschichteter Fassadensysteme. Ferner werden die Informationen über das Pyrolyseverhalten der beschichteten Fassadenelemente in Kapitel 4 für den Nachweis der Schutzzieleerfüllung benötigt.

3.5 Bauteilversuche

In diesem Abschnitt der Arbeit werden die durchgeführten Bauteilversuche vorgestellt. Die Ergebnisse werden sowohl für die Entwicklung des Bemessungsverfahrens für Entzündungsschutz und Feuerwiderstandsdauer als auch für die Ableitung von Konstruktionsregeln für beschichtete Bauteile benötigt.

3.5.1 Temperaturprofile und Abbrandraten beschichteter Massivholzteile

Für die Entwicklung von Bemessungsverfahren für den statisch-konstruktiven Nachweis beschichteter Holzbauteile sind Kenntnisse über den Temperaturverlauf im Holzquerschnitt erforderlich. Für ungeschützte Konstruktionen liegen bereits viele Untersuchungsergebnisse in der Literatur vor. Da HLB mit den von *Simon* [Si06] und *Kruse* [Kr10] entwickelten Leistungseigenschaften bisher nicht bekannt waren, mussten entsprechende Versuche erst noch durchgeführt werden.

Grundsätzlich wurden zwei verschiedene Versuchsaufbauten gewählt. Im ersten Fall wurden die Probekörper nur eindimensional beflammt, um von geometrischen Effekten ungestörte Isothermenverläufe generieren zu können. Im zweiten Fall sollte untersucht werden, wie sich die Isolationswirkung auf beschichtete Stützen und Balken gerade im Eckbereich auswirkt, weshalb ein Versuch mit mehrdimensionaler Beflammung gewählt wurde.

3.5.1.1 Eindimensionale Beflammung

Die Versuche zur Bestimmung der Temperaturverteilung bei eindimensionaler Beflammung wurden im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 durchgeführt. Hierzu wurden flächige Nadelholzplatten mit Abmessungen 52/52/10 [cm³] in die Seitenwand des Ofens eingebaut. Zur Messung der Temperaturen in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung wurden 4 Thermoelemente mit Plättchen eingesetzt, die in Ausfräsungen bündig mit der Holzoberfläche fixiert waren. Zur Messung der Temperaturen im Holzquerschnitt wurden 2 vertikale Messreihen vorgesehen, um die störenden Brandraumeffekte des Ofens im Mittel möglichst auszugleichen. Bild 3.32 zeigt einen in einer Messebene aufgetrennten Probekörper nach dem Brandversuch.



Bild 3.32 Probekörper nach Beflammung im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8; die schwarzen Streifen markieren die Bohrungen für die Thermoelemente [INO09]

Erste Tastversuche

Im Rahmen des Vorhabens [INO09] wurden zwei erste Tastversuche durchgeführt, wobei jeweils die Laborrezeptur INMSP Verwendung fand. Die Trockenschichtdicke betrug in Versuch (1) 3,3 mm und in Versuch (2) 3,9 mm. Die Temperatureinwirkung wurde streng nach ETK gefahren. Um Ergebnisse zur Temperaturentwicklung nach dem Versagen der Beschichtung zu erhalten, wurde die Branddauer deutlich über den Zeitpunkt der Entzündung hinaus fortgesetzt.

In Versuch (1) betrug die Schutzdauer 48 min. In Versuch (2) hingegen betrug diese trotz einer größeren Trockenschichtdicke nur 38 min. Das vorzeitige Versagen lässt sich auf das Abrutschen der Beschichtung zurückführen. Die Brandleistung kann durch die Erhöhung der Schichtstärke nicht beliebig gesteigert werden. Wenn der Schaum zu dick und damit zu schwer wird, können in der Reaktionsschicht die Schubspannungen nicht mehr aufgenommen werden und der Schaum rutscht ab.

Systematische Untersuchungen unter ETK-Bedingungen

In dieser Versuchsreihe wurden verschiedene Auftragsmengen bzw. Trockenschichtdicken untersucht, um den Zusammenhang zur Brandleistung der HLB herzustellen. Grundlage war die Laborformulierung RAB7-10, die vom Fraunhofer WKI speziell für diese Versuchsreihe außerhalb des Projektes [INO09] zur Verfügung gestellt wurde. Wegen des Austausches der Rezeptur ist ein direkter Vergleich mit den vorhergehenden Tastversuchen nicht möglich. Es wurden jeweils 2 Probekörper mit einer entsprechenden Auftragsmenge versehen, sodass sich Trockenschichtdicken, von 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5 und 3,0 mm einstellten. Da die Laborformulierung hinsichtlich der Applizierbarkeit nicht optimiert war, muss eine Bandbreite von mindestens +/- 10 % angenommen werden.

Die Auswertungen der Brandleistungen, ausgedrückt durch die Schutzdauern der HLB, erfolgten zeitlich nach der Erarbeitung eines gegenüber DIN EN 13501-2 erweiterten Beurteilungskriteriums für den Entzündungsschutz, sodass hier bereits auf den späteren Abschnitt 4.3 verwiesen wird. In Bild 3.33 werden die Schutzdauern über der Trockenschichtdicke aufgetragen. Angegeben sind die Trendlinien für folgende Kriterien: 270 °C mittlere Temperatur aller Messstellen,

290° C an einer Messstelle, Erreichen einer Aufheizgeschwindigkeit von maximal 15 K/min im Mittel aller Messstellen. Weiterhin wurde zu jeder Trockenschichtdicke das Kriterium mit der minimalen Schutzdauer betrachtet und ebenfalls einer Regression unterzogen. Die Trendlinie ist im Bild 3.33 schwarz dargestellt. Während die Schutzdauer der HLB zunächst linear mit der Trockenschichtdicke anwächst, geschieht dieses ab ca. 2,0 mm nur noch unterproportional. Ab einer Schichtdicke von 2,5 mm fällt die Schutzdauer sogar wieder ab, was auf das Abrutschen des Schaumes zurückzuführen ist, im Bild durch einen roten Balken hinterlegt. Dieses Abrutschen trat schlagartig auf und konnte während der Versuche deutlich beobachtet werden.

In Kapitel 7 werden probabilistische Untersuchungen zur Bemessung beschichteter Bauteile durchgeführt, wobei die im Bild 3.33 angegebene Trendlinie als Mittelwert der Schutzdauer anzunehmen sein wird.

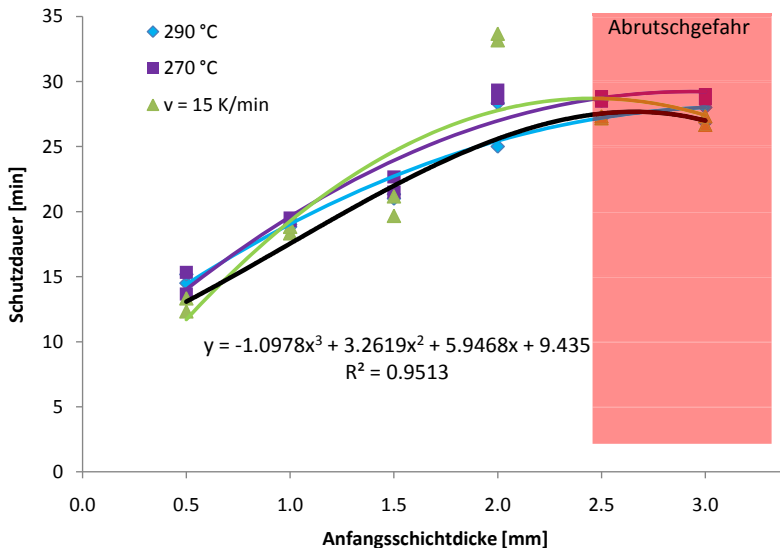


Bild 3.33 Versuche im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8; Darstellung der erreichten Schutzdauer in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke; Laborformulierung RAB7-10, Auswertung entsprechend den Kriterien nach Abschnitt 4.3

3.5.1.2 Mehrdimensionale Beflammung

Zur Bestimmung der Temperaturverläufe in Holzquerschnitten bei mehrdimensionaler Beflammung wurden Stützenabschnitte im kleinen Wandbrandhaus des iBMB positioniert (Bild 3.34). Als Probekörper dienten Stützenabschnitte aus fehlerfreiem Nadelholz. Je nach Abmessung handelte es sich um Vollholz oder verleimtes Brettschichtholz. Die aufgetragenen Beschichtungen waren aufgrund ihrer Schichtdicken auf Schutzdauern von 15 und 30 Minuten eingestellt worden. Die Abmessungen der Hölzer deckten eine möglichst große Bandbreite verschiedener U/A-Werte ab.

Bild 3.35 zeigt den inneren Aufbau der Probekörper mit den Dübellöchern für die Verleimung der beiden Hälften. In den Stützenabschnitten war eine Fülle von Thermoelementen eingebaut worden, um Temperaturen über den gesamten Querschnitt verteilt aufnehmen zu können. An der Oberfläche des Holzes waren jeweils Plättchenthermoelemente fixiert, um die Temperaturen sowohl an den Ecken als auch in der Seitenmitte zu bestimmen. Eine genaue Zusammenstellung der Probekörperabmessungen mit Lage der Thermoelemente findet sich in [INO09].



Bild 3.34 Brandversuch im Wandbrandhaus, Anordnung der Probekörper [INO09]

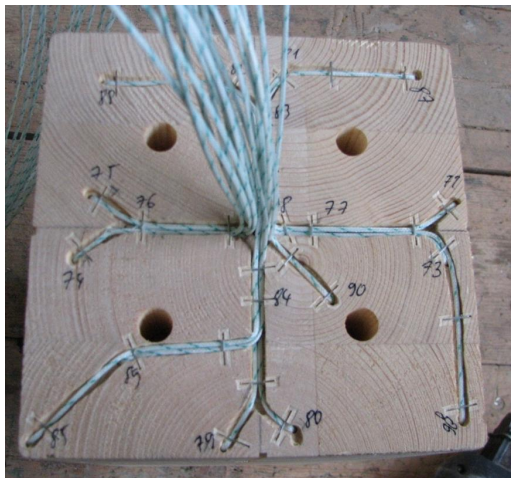


Bild 3.35 Kleinbrandversuch im Wandbrandhaus; prinzipieller Aufbau der Probekörper und Anordnung der Thermoelemente innerhalb des Querschnitts [INO09]

Während des Versuchs kam es zu einem Ausfall der Isolierung am Hauptleitungsstrang der Thermoelemente. Dieses hatte zu Folge, dass nach spätestens 25 min Branddauer keine belast-

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

baren Messungen mehr möglich waren. Dennoch konnte eine Reihe von Erkenntnissen aus dem Versuch abgeleitet werden.

Bild 3.36 zeigt exemplarisch die Temperaturverläufe der Außenelemente eines Probekörpers mit den Abmessungen 150/300 [mm²]. Die Messungen der Brandraumtemperaturen machen deutlich, dass es trotz größter Anstrengungen bei der Positionierung der Stützenabschnitte nicht möglich war, homogene Temperaturverhältnisse im relevanten Bereich zu erzeugen. Die Thermoelemente an den Ecken registrieren die Entzündung des Holzes bereits nach 14 Minuten. Die Entzündungstemperatur der Elemente auf den Seitenflächen kann aufgrund des technischen Defekts nur extrapoliert werden. Es ergibt sich dabei eine Schutzwirkung von 31 Minuten. Die Auswertungen der übrigen Probekörper [INO09] zeigen sehr ähnliche Zusammenhänge. Dieses bedeutet, dass die Schutzwirkung der Beschichtung an der Ecke generell deutlich geringer anzunehmen ist als auf Flächen mit annähernd eindimensionalem Wärmeeintrag.

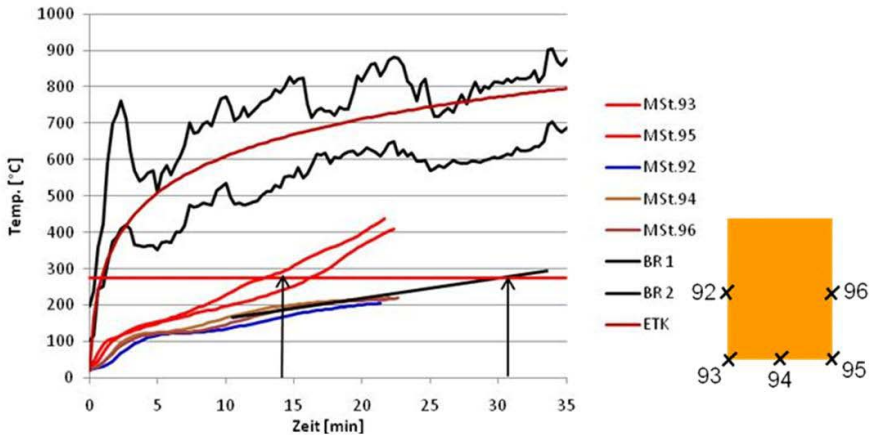


Bild 3.36 Kleinbrandversuch im Wandbrandhaus: Temperaturverlauf der Außenelemente des Probekörpers 5 (150/300 [mm²]), rot dargestellt: Messstellen an den Ecken; Temperaturverlauf auf den Mittelseiten ist zum Ende extrapoliert [INO09]

Aus physikalischen Gründen sind Außenecken deutlich höher beansprucht als Ebenen. Denn pro Volumen Holz, welches Wärme aufnehmen kann, steht doppelt so viel wärmebeanspruchte bzw. wärmeeintragende Oberfläche zur Verfügung. Ebenfalls ungünstig wirkt sich die im Eckbereich entstehende Schaumgeometrie aus. Denn der Schaum bildete dort erwartungsgemäß einen Radius, sodass im Verhältnis weniger Schaumvolumen isolierend wirkt als auf ungestörten Flächen (Bild 3.37). Im Idealfall würde der Schaum eine scharfe Ecke ausbilden. Dieses kann aus physikalischen Gründen jedoch nicht gelingen, weil die HLB von unten expandiert, auf der Ecke jedoch kein Material zur Verfügung steht. In logischer Konsequenz wird das Schaumgefüge im Eckbereich während der Intumeszenz verzerrt. Bei stabförmigen Strukturen kann der Schaum im Laufe der Branddauer nicht beliebig nachgebildet werden. Denn der isolierende Schaum aus keramisierenden Elastomeren bildet auch über dem Eckbereich eine feste Kruste. Wenn nun von

unten eine weitere Expansion nachträglich reagierender Materials einsetzt, muss die Schaumschicht aus geometrischen Gründen aufreißen oder sehr elastisch sein. Letzteres steht aber im Widerspruch zur Idee des Einsatzes keramisierender Elastomere. Auch aus eigenen Erfahrungen von Brandprüfungen mit Dämmschichtbildnern auf Stahlbauteilen im Rahmen des Projektes [NB10] ist bekannt, dass im Bereich von Ecken die Gefahr des Aufreißens besteht, weil von unten nachdrückender Schaum die oben bereits erhärtete Schaumstruktur mechanisch belastet. Hier besteht die besondere Herausforderung für die chemische Entwicklung, Rezepturen zu gewinnen, die möglichst zügig ein stark expandiertes Schaumgerüst erzeugen, welches vor einem Kollaps unter dem Eigengewicht jedoch aushärtet.



Bild 3.37 Kleinbrandversuch im Wandbrandhaus: Probekörper 8 während und nach der Beflammung [INO09]

3.5.2 Konstruktionsdetails beschichteter Kleinbauteile

Die Versuche dieses Abschnittes wurden ausnahmslos im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 unter ETK-Bedingungen durchgeführt. In der Reihe wurden verschiedene Laborformulierungen im Zusammenhang mit der chemischen Entwicklung untersucht. Um über die Kenntnisse der reinen Brandleistungen der verschiedenen Formulierungen hinaus noch Informationen über das allgemeine Brandverhalten von HLB auf Holzkonstruktionen zu erhalten, wurden kleinere Konstruktionsdetails entwickelt und abgebrannt. Die Ergebnisse ermöglichen Vergleiche mit Standardkonstruktionen beplankter Bauteile und zeigen auch Grenzen der HLB auf.

Für alle Versuche wurde ein Probekörper als Standard entwickelt. Dieser bestand aus einem Rahmen mit äußeren Abmessungen von 52/52 [cm²]. Die Seitenteile waren 16 cm hoch und 4 cm dick und bestanden aus Nadelholz. Auf der Oberseite wurde jeweils eine 20 mm starke KerfoQ Platte der Firma Finnforest Merk aufgeschraubt, sodass Grundkörper in Form von Kästen

entstanden (Bild 3.38). Die jeweiligen Konstruktionsdetails wurden dann aus diesen Kästen weiterentwickelt.

Im Folgenden werden nur die wesentlichen Versuche des Vorhabens [INO09] für die Entwicklungen in dieser Arbeit erläutert. Messstellenpläne und detaillierte Ergebnisse der Temperaturmessungen befinden sich bezüglich dieser Versuchsserie im Forschungsbericht [INO09].

Bei dieser Versuchsreihe wurde im Allgemeinen davon ausgegangen, dass ein Versagen der HLB mit Erreichen von 270 °C in der Grenzschicht zwischen Beschichtung und Substrat vorlag. Diese Grenztemperatur wurde teilweise auch als Abbruchkriterium für den Versuch angenommen.

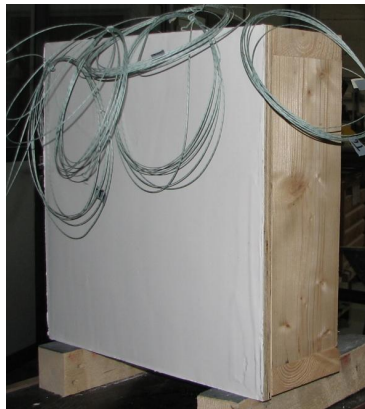


Bild 3.38 Untersuchung Konstruktionsdetails: Aufbau der Grundkörper [INO09]

3.5.2.1 Fachbereich Holztafelement

Im ersten Versuch wurde auf einfache Weise ein kleiner Ausschnitt einer Wand in Holztafelbauweise untersucht (Bild 3.39). Das Gefach des Kastens wurde mit Steinwolle der Wärmeleitfähigkeitsklasse WLK 035 bestückt, in welche auf passender Höhe die Thermolemente gesteckt wurden. Als Beschichtung wurde die Laborformulierung RAB7-1 mit einer Dicke von 2,5 mm aufgetragen.

Die Temperaturaufzeichnungen registrierten das Erreichen der Zündtemperatur des Holzes ab der 25. Brandminute, wobei teilweise schlagartige Temperatursprünge erfolgten. Dieses war eindeutig auf ein Abrutschen des Schaumes zurückzuführen, wobei nicht die Haftung auf dem Untergrund verloren ging, sondern das Schaumgerüst selbst nachgab.

Unter Abrutschen sind demnach streng genommen zwei verschiedene Versagensarten zu verstehen: Schubversagen in der Reaktionszone und/oder Verlust der Stabilität des Schaumgerüsts. Bei den Versuchsbeobachtungen war es teilweise nicht einfach zu unterscheiden, welche der Versagensarten vorlag, da diese auch in Kombination und dann mit unterschiedlicher Gewichtung auftreten können.



Bild 3.39 Untersuchung Konstruktionsdetails: Gefachbereich Holztafelelement nach Einbau in den Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 [INO09]

3.5.2.2 Kabeldose

Die Muster-Holzbaurichtlinie enthält Einbauvorschriften für den Umgang mit Elektrodosen. Um die Wirkung der HLB untersuchen zu können, wurden zwei Elektrodosen der Feuerwiderstandsklasse E 90 in den Grundkörper eingebaut. Eine Dose wurde dabei auf der Rückseite eingegipst, die andere Dose wurde mit einem 10 cm hohen Plattenstreifen aus 12,5 mm starker Gipskartonfeuerschutzplatte hinterlegt. In die Dosen waren handelsübliche Steckdosen eingebaut. Das untersuchte Beschichtungssystem war RAB7-2 mit einer Anfangsschichtdicke von 2,5 mm.

Gleich zu Beginn der Brandphase schmolzen die Kunststoffbauteile der eingebauten Steckdosen und die Überreste liefen über die gleichzeitig intumeszierende Beschichtung herüber. Dieses wird auf der linken Seite von Bild 3.40 deutlich. Die Aufnahme auf der rechten Seite des Bildes zeigt die Beschichtung 13 Minuten später. Eine Störung der Schaumbildung aufgrund des vorher heruntergelaufenen Kunststoffes ist nicht mehr erkennbar. Der Schaum besitzt jedoch nicht die Fähigkeit, durch seitliches Überquellen die Bereiche oberhalb der Dosen zu verschließen.

Die kritische Temperatur von 270 °C wurde vom ersten Thermoelement nach 24 Minuten Branddauer aufgezeichnet. Der schlagartig ansteigende Temperaturverlauf wird wiederum durch das Abrutschen der Beschichtung hervorgerufen. Die Thermoelemente auf der Innenseite der Holzplatte in unmittelbarer Nähe der Dosen messen ab der 15. Brandminute fast konstant eine Temperatur von 100 °C. Dieses ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass Feuchtigkeit aus dem Holz und aus den Abdeckungen mit Gips bzw. Gipskartonfeuerschutzplatte zunächst verdampft werden muss, bevor ein weiterer Temperaturanstieg einsetzt. Auf der Rückseite der Elektrodosen wurden Temperaturen von rund 140 °C ermittelt, die bis zum Versuchsende nicht wesentlich überschritten wurden.

Bild 3.41 zeigt den Probekörper nach dem Versuch. Auf der linken Seite ist erkennbar, dass nur ganz nah am Rande der Elektrodosen Verfärbungen des Holzes auftraten. Auf der rechten Seite sieht man die beflamnte Oberfläche. Die Elektrodosen wurden komplett zugeschäumt, was je-

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

doch auf das Dosensystem und nicht auf die HLB zurückzuführen ist. Die sichtbaren Verkohlungen sind darauf zurückzuführen, dass der Versuch ein paar Minuten über das Entzünden am ersten Thermoelement hinausgefahren wurde. Ferner dauerte der Ausbau mit anschließendem Löschen ebenfalls ein paar Minuten, in denen das Holz weiterbrennen konnte.

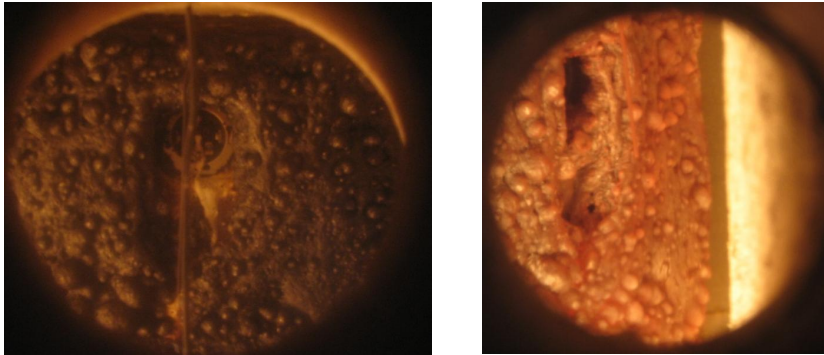


Bild 3.40 Untersuchung Konstruktionsdetails: Elektrodosen; Aufnahmen aus dem Brandraum [INO09]



Bild 3.41 Untersuchung Konstruktionsdetails: Elektrodosen; Aufnahmen des Probekörpers nach dem Brandversuch [INO09]

3.5.2.3 Metallisches Anbauteil

HLB können im Brandfall ihre Isolationswirkung nur dann aufbauen, wenn genügend Expansionsraum vorhanden ist. Wird eine beschichtete Fläche mit verschiedenen denkbaren Anbauteilen belegt, ist die Brandleistung des Dämmschichtbildners zumindest eingeschränkt oder sogar völlig behindert. Mit diesem Versuch sollte untersucht werden, wie die Auswirkungen auf das Gesamtsystem einzuschätzen sind, wenn kleinere Flächen bis 100 cm² wirksam am Aufschäumen gehindert werden.

Auf der Platte des Grundkörpers wurde das Beschichtungssystem JR33 mit einer Anfangsschichtdicke von 2,3 mm aufgetragen. Um den Aufschäumvorgang zu behindern, wurden zwei Blechplatten mit einer Stärke von 1,2 mm mit Holzschrauben auf die Beschichtung befestigt, wobei eine Platte zusätzlich mit einer 12,5 mm dicken GKF-Platte hinterlegt wurde. Die Kantenlänge der Bleche betrug jeweils 100 mm.

Bild 3.42 zeigt die HLB in der 6. und in der 25. Brandminute. Im Bereich der Bleche war der Schaum nicht in der Lage, seitlich überzuquellen und diese abzudecken.

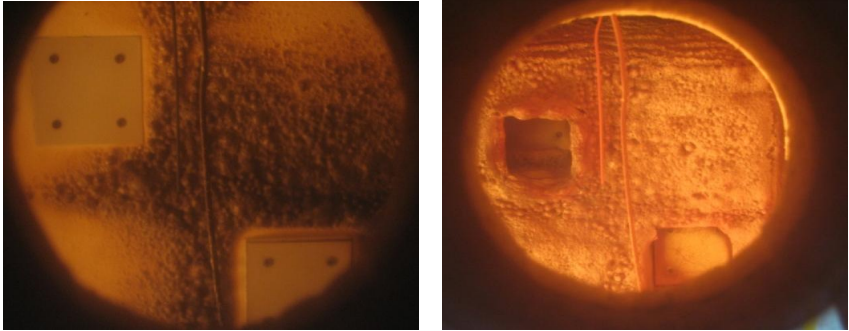


Bild 3.42 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit metallischen Anbauteilen im Brandversuch; links: 6. Brandminute; rechts: 25. Brandminute [INO09]

Nach 27 Minuten wurde der Versuch abgebrochen und der Probekörper möglichst zügig mit Wasser gekühlt. Unter dem mit GKF-Platte hinterlegten Blech stieg die Temperatur bis ca. 225 °C, sodass bis zur Entzündung des Holzes noch ein hoher Sicherheitsabstand vorlag. Bei dem nicht hinterlegten Blech wurde die Zündtemperatur bereits nach 15 Minuten überschritten. Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Stahl würde man den Zündzeitpunkt im Normbrandversuch deutlich eher erwarten. Es ist jedoch zu bedenken, dass die nicht reagierte Beschichtung einen Schutz vor Flammenemissionen und Konvektion bietet, auch wenn die Bleche nicht hinterlegt worden sind. Weiterhin hat sich das Blech verworfen, sodass es nicht direkt auf der Platte auflag. Hier konnte die HLB wenigstens eine Millimeter dünne Isolationsschicht bilden.

Bild 3.43 zeigt den Probekörper von der Innenseite nach dem Ausbau aus dem Ofen und der Entfernung der Isolierung. Im Umfeld der Schrauben sind immer Verkohlungen festzustellen. Das Holz im nicht hinterlegten Bereich ist auf der Rückseite deutlich angebrannt. Sogar nach dem Abschalten des Brenners sind die Temperaturen auf der inneren Oberfläche bis über den Zündzeitpunkt hinaus angewachsen. Die Verkohlung hat sich räumlich jedoch nicht über den Bereich der Blechplatten hinaus ausgebreitet. Bei dem hinterlegten Blech sind nur leichte Verfärbungen, mit Ausnahme an den Schrauben, festzustellen. Dieser Umstand wird auch durch die Temperaturmessungen bestätigt, die maximal 150 °C ergaben.



Bild 3.43 Untersuchung Konstruktionsdetails: Innenseite des Probekörpers mit metallischen Anbauteilen nach dem Versuch [INO09]

3.5.2.4 Rahmenelement

Im Rahmen der Kleinbrandversuche im kleinen Deckenbrandhaus des iBMB wurde festgestellt, dass in Eckbereichen, wo geschützte und ungeschützte Bauteile aufeinandertreffen (z. B. Brett-schichtholz und Mauerwerk), der Schaum ein geringeres Isolationspotenzial besitzt, weil sich dort eine dünnere Schicht ausbildet, vgl. Abschnitt 3.5.4. In der praktischen Anwendung stoßen je-doch nicht nur geschützte und ungeschützte Flächenbauteile aneinander, sondern auch Bauelemente, beispielsweise Feuerschutzabschlüsse, im rechten Winkel auf beschichtete Wän-de und Decken. Aus diesem Grund wurde im vorliegenden Kleinbrandversuch untersucht, wie sich ein unbeschichtetes Rahmenelement aus Massivholz, das direkt auf eine beschichtete Flä-che geschraubt wird, auf die Brandleistung der Beschichtung auswirkt.

Auf den Grundkörper wurde ein Buchenholz mit einem Querschnitt 40/80 [mm²] geschraubt. Die untersuchte Laborformulierung war RAB7-2a mit einer Dicke von 2,6 mm. Bild 3.44 zeigt den Probekörper vor dem Einbau in den Brandofen.

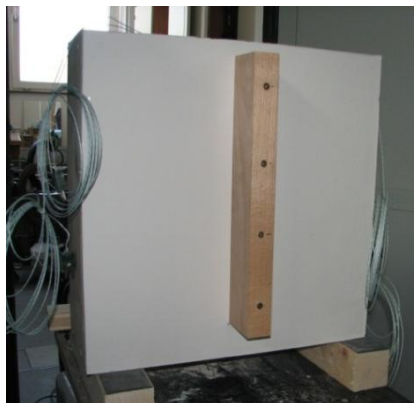


Bild 3.44 Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rahmenelement aus unbeschichtetem Buchenholz [INO09]

Die Brandleistung der untersuchten Rezeptur lag knapp über 35 Minuten. Für das Versagen war vorrangig das Abrutschen des Schaumes ursächlich. Infolgedessen wurde im oberen Bereich die Holzoberfläche frühzeitig durch die Flamme direkt erreicht (Bild 3.45, links).

Drei Thermoelemente waren unterhalb der Beschichtung im Bereich des aufgeschraubten Holzes befestigt. Die beiden äußeren Elemente detektierten ab der 20. Minute erkennbar steigende Temperaturen, hier ließ die Schutzwirkung des Rahmenholzes nach, da dieses abgebrannt war und nur bedingt Schaum nachwuchs.

Bild 3.45 (rechts) zeigt den gereinigten Probekörper nach dem Versuch. Da die Brandleistung des Systems getestet werden sollte, wurde so lange gebrannt, bis alle Thermoelemente die definierte Zündtemperatur von 270 °C erreicht hatten, sodass die Oberfläche insgesamt sehr stark verkohlt war. Die rote Linie im Bild weist darauf hin, dass neben dem Rahmenholz besonders starke Verkohlungen zu erkennen waren.

Rahmenhölzer von Türen oder ähnlichen Bauteilen stellen erwartungsgemäß die gleiche Problematik dar wie Eckbereiche beschichteter und unbeschichteter Bauteile. Hier sind konstruktive Maßnahmen erforderlich.

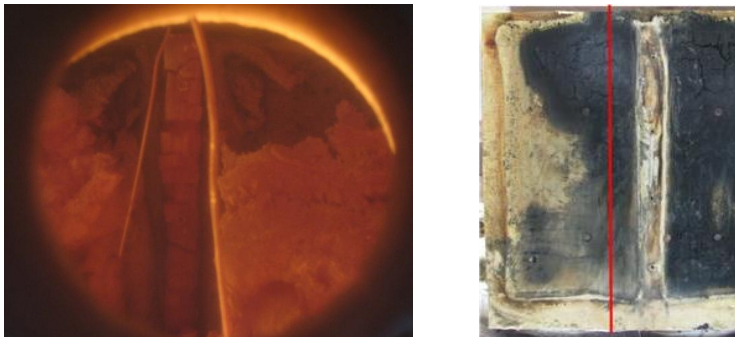


Bild 3.45 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rahmenelement; links: Blick in den Brandraum kurz nach dem Kollabieren der Schutzschicht; rechts: gereinigter Probekörper nach dem Versuch [INO09]

3.5.2.5 Rohrdurchführung

Leitungen kleineren Durchmessers werden durch mineralisch aufgebaute Wände hindurchgeführt, ohne besondere Schottungsmaßnahmen ergreifen zu müssen. Der Hohlraum wird, in Einklang mit der Muster-Leitungsanlagenrichtlinie MLAR, um das Rohr herum entweder verputzt oder mit Mineralwolle zugestopft. Um eine solche Vorgehensweise bei beschichteten Holzkonstruktionen beurteilen zu können, wurde der aktuelle Versuch durchgeführt.

In den Grundkörper wurden zwei Löcher gebohrt und Stahlrohre mit einem Durchmesser von 32 mm eingebaut. Eines der beiden Rohre wurde dabei mit einem 100 mm breiten GKF-Streifen hinterlegt. Die Rohre selbst wurden zum Abdichten auf der Brandraumseite mit Mineralwolle zugestopft. Kühleffekte durch Wasserfüllung wurden auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

Im Nahbereich der Rohre wurden Thermoelemente sowohl auf der Rückseite der Trägerplatte als auch unter der Beschichtung auf der Brandraumseite angebracht. Weiterhin wurden Kontaktmessstellen auf dem Rohrmantel durch Schweißung fixiert, um den Temperaturverlauf über der Rohrlänge innerhalb des Wandzwischenraumes zu bestimmen. Bild 3.46 zeigt den Innenraum des Probekörpers vor dem Einbringen der Steinwolle und den Einbau in den Brandofen. Die verwendete Beschichtung war RAB7-5 mit einer Anfangsschichtdicke von 2,5 mm.



Bild 3.46 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rohrdurchführung; links: Innenansicht vor dem Ausstopfen mit Steinwolle, rechts: Ansicht vom Brandraum aus [INO09]

Zunächst bildete sich ein sehr grober Schaum mit großen Blasen, der im Laufe des Versuchs jedoch noch feinere Oberflächenstrukturen annahm. Die Rohre wurden relativ dicht umschlossen, jedoch gab es keinen direkten Kontakt. Bild 3.47 zeigt einen Blick in den Brandraum in der 22. Brandminute. Zwischen Rohr und Schaum verblieb ein Spalt von ca. 5 mm. Kurz vor Abbruch des Versuchs war die Zersetzung des Schaumes im Nahbereich der Rohre im Verhältnis zu den übrigen Bereichen besonders stark. Vermutlich leiteten die heißen Rohre die Wärme besonders intensiv in das Innere des Schaumes hinein, was zu einem beschleunigten Abbau des Schaumgerüstes führte.

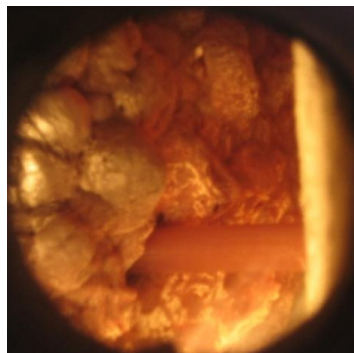


Bild 3.47 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rohrdurchführung; Innenansicht des Ofens in der 22. Brandminute [INO09]

Nach 32 Minuten wurde der Versuch abgebrochen. Zu diesem Zeitpunkt zeigten alle brandraumseitigen Thermoelemente im Nahbereich der Rohre Temperaturen von mehr als 270 °C. Die übrigen Thermoelemente in ungestörten Bereichen lagen erst bei rund 200 °C, sodass bei einer vorsichtigen Extrapolation davon ausgegangen werden kann, dass die Brandleistung des getesteten Systems deutlich über 40 Minuten liegt.

Die gemessenen Temperaturen an den Rohrwandungen zeigen erwartungsgemäß die Gefahr der Entzündung des Holzes im Nahbereich der Rohrdurchführungen. Ringförmige Verkohlungen mit einer Breite von 1,5 cm sind dort nach der Reinigung des Probekörpers erkennbar (Bild 3.48). In Bild 3.49 ist die Innenseite des Kastens zu sehen. Die Bereiche um die Rohre zeigen teilweise tiefschwarze Verfärbungen, eine ringförmige Verkohlung wie auf der Vorderseite fand jedoch nicht statt. Sowohl die Temperaturmessungen als auch die visuellen Beobachtungen zeigen, dass die Hinterlegung des Rohres keinen wesentlichen Vorteil bringt.



Bild 3.48 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rohrdurchführung; Außenseite nach dem Brandversuch [INO09]



Bild 3.49 Untersuchung Konstruktionsdetails: Probekörper mit Rohrdurchführung; Innenseite nach dem Brandversuch [INO09]

Die Temperaturmessungen auf den Rohrwandungen lassen den Schluss zu, dass bei einer Branddauer von 30 Minuten das Rohr nur so wenig erwärmt wird, dass bei einer Dämmschichtdicke von 100 mm innerhalb der Ständerwand keine Entzündung der gegenüberliegenden Holzwerkstoffplatte möglich ist [INO09].

3.5.2.6 Nagelplattenkonstruktionen

Die hier beschriebenen Versuche an mechanisch unbelasteten Nagelplattenkonstruktionen sind eine kostengünstige Ergänzung zu den aufwendigen Zugversuchen, vgl. Abschnitt 3.5.3. Im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 sollten weitere Laborformulierungen der HLB anhand der Temperaturentwicklung der Nagelplatten mit denen der Großversuche verglichen werden, ohne den hohen Aufwand für die Zueinrichtung zu betreiben.

Als Probekörper dienten Konstruktionsvollhölzer mit den Abmessungen 60/120 [mm²]. Die Hölzer wurden in der Länge getrennt und durch Nagelplatten vom Typ GIN 70/280 wieder miteinander verbunden. An den Nagelplatten wurden jeweils 6 Thermolemente durch Aufschweißen auf der Nagelseite fixiert. Weiterhin wurden Thermolemente in der Fuge und in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung positioniert.

Zuerst wurde eine handelsübliche Grundierung für Stahldämmschichtbildner auf die Nagelplatten aufgetragen. Danach erfolgte die Applikation des System IN MSP auf das unbehandelte Holz und auf die grundierten Nagelplatten. Der Probekörper wurde quer zur Ofenlängsrichtung in den Brandofen eingebaut. Mit Löchern versehene Vermiculiteplatten gaben dem Balken in einer Höhe Halt, sodass dieser nicht im direkten Wirkungsbereich der Brennerflamme lag. Bild 3.50 zeigt den Probekörper, bevor der Ofen an der zweiten Seite verschlossen wurde. Das stützende Kantholz wurde dabei entfernt.

Die Intumeszenz begann auf dem Holz etwas früher als auf den Nagelplatten; die Zeitdifferenz lag in der Größenordnung von weniger als einer Minute. Die Thermolemente unter der Nagelplatte und die auf dem Holz zeigen deshalb auch in der weiteren Anfangsphase fast identische Verläufe [INO09]. Vermutlich liegt der zeitlich begrenzte Reaktionsbeginn in der hohen Wärmeleitfähigkeit und dem gleichzeitig hohen Wärmespeichervermögen der Nagelplatte begründet, sodass die Initialtemperatur etwas später erreicht wird, weil die Wärme der noch nicht reagierten HLB entzogen wird. Die äußeren Schaumstrukturen auf dem Holz und auf den Nagelplatten entsprachen einander sehr genau. Ein Abrutschen des Schaumes vom Stahl wurde nicht beobachtet.

Die Brandleistung des Systems war relativ gering. Die Thermolemente auf der Holzoberfläche detektierten im Mittel bereits vor Ablauf von 15 Minuten die Zündtemperatur von 270 °C. Unter den Nagelplatten entzündete das Holz auf der dem Brenner zugewandten Seite nach 22 Minuten, auf der abgewandten Seite nach 25 Minuten [INO09]. Letztere Temperaturdifferenz ist eindeutig Effekten der Brandraumgeometrie zuzuschreiben, da auf der Rückseite weniger Flammenemissionen wirken. Die Tatsache, dass die Thermolemente auf dem Holz eine so deutlich

frühere Entzündung zeigten, ist zunächst ungewöhnlich. Die Elemente lagen jedoch sehr nah an der Brandraumwand, wo sich aufgrund der Randeffekte eine dünnere Schaumschicht bildete.

Die Temperaturverläufe der Nagelplatten waren vergleichbar mit denen der Hauptversuche, die im nachfolgenden Abschnitt 3.5.3 beschrieben werden. Dieses bedeutet, dass die Feuerwiderstandsdauer eines Binders mit der hier verwendeten Beschichtung keinesfalls mehr als 30 Minuten betragen würde. Die Grundierung beeinträchtigte die Brandleistung anscheinend nicht.



Bild 3.50 Untersuchung Konstruktionsdetails: Nagelplattenversuche; links: Einbau der Probekörper in den Kleinbrandofen nach DIN 4102-8; rechts: Probekörper nach dem Brandversuch [INO09]

3.5.3 Brandversuche an Nagelplattenkonstruktionen

Das Brandverhalten von Nagelplattenkonstruktionen wird von Seiten der Feuerwehr sehr kritisch hinterfragt, da in jüngerer Vergangenheit mehrere Dachkonstruktionen dieser Bauweise bereits kurz nach Brandbeginn schlagartig eingestürzt sind [He07]. Wenngleich bei den in [He07] beschriebenen Schadensfällen keine Gebäudenutzer zu Schaden gekommen sind, so birgt eine schlagartig versagende Konstruktion doch große Risiken für die Einsatzkräfte der Feuerwehr.

Eine Nagelplattenkonstruktion ohne besondere Schutzmaßnahmen verfügt über keine nennenswerte Feuerwiderstandsdauer, weil die außen liegenden Stahlbleche im Brandfall sehr schnell erhitzt werden und ihre Festigkeit verlieren [He07]. In der Schweiz wurden Versuche an Rillennagelverbindungen mit außen liegenden Stahlblechen durchgeführt, die ein mechanisch ähnliches Tragverhalten zeigten und nur eine Branddauer von 16 Minuten erreichten [Er06]. Im Rahmen von [INO09] wurden zwei Kleinbrandversuche mit Nagelplattenverbindungen unter mechanischer Einwirkung durchgeführt. Ziel war, durch die Anwendung der HLB eine Feuerwiderstandsdauer der Verbindung von 30 Minuten unter ETK-Bedingungen zu erreichen.

Bild 3.51 zeigt eine der beiden beschichteten Konstruktionen vor dem Einbau in das kleine Deckenbrandhaus des iBMB. Es wurden insgesamt 40 Thermoelemente zur Aufzeichnung der Temperaturverläufe eingebaut. Gemessen wurde in der Grenzschicht zwischen Holz und Beschichtung, unter den Nagelplatten und in der Fuge in einer Tiefe von 70 mm bzw. 20 mm. Für die exakten Konstruktions- und Messstellenpläne wird auf [INO09] verwiesen.

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

Die einwirkende Zugkraft im Versuch wurde im Rahmen des seinerzeit noch üblichen globalen Sicherheitskonzeptes als zulässige Gebrauchslast vorgegeben. In Versuch 1 wurden die Nägel zu 100 % und die Platte zu 51 % ausgelastet, in Versuch 2 die Nägel zu 92 % und die Platte zu 100 %. Vor Beginn der thermischen Einwirkung wurden die Probekörper so lange mechanisch vorbelastet, bis sich die Vordehnungen weitgehend vollständig eingestellt hatten.



Bild 3.51 Beschichteter Probekörper mit Nagelplattenverbindung vor Einbau [INO09]

Die Intumeszenz begann zunächst am Fuß des Probekörpers, da hier aufgrund des Aufbaus der Brandkammer die Flammeneinwirkung am größten ist (Bild 3.52). Eine ausführliche Diskussion des Aufschäumverhaltens und der gesamten Temperaturmessungen bei beiden Versuchen findet sich im Forschungsbericht [INO09]. Für diese Arbeit sind insbesondere die Verformungsmessungen und die Temperaturen der Bleche von Bedeutung und werden daher näher erläutert.

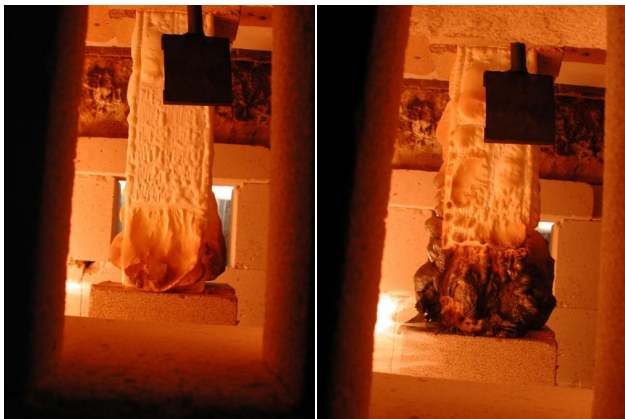


Bild 3.52 Nagelplattenversuche: Aufschäumverhalten der Beschichtung nach links: 1 Minute und rechts: 2 Minuten; Versuch 1 [INO09]

Bild 3.53 gibt Aufschluss über die Verformung am Probekörper 1 und den mittleren Temperaturverlauf der Nagelplatten. Nach Einschalten des Brenners stieg die Verformung kontinuierlich an und blieb bis zur 21. Minute auf 2 mm begrenzt. Zu diesem Zeitpunkt waren die Bleche gerade 300 °C warm. Eine Temperatur von 300 °C ist für die Blechteile selbst noch relativ unkritisch, das umgebende Holz besitzt jedoch keine nennenswerte Festigkeit mehr. Im weiteren Verlauf steigt die Verformung rasant an und in der 28. Minute kann die Verbindung die einwirkende Last von 21,6 kN nicht mehr aufnehmen.

Bei Versuch 2 wurde die Temperatur von 300 °C in den Nagelplatten nach 22,5 Minuten erreicht. Der Temperaturverlauf ist damit mehr oder weniger identisch mit dem aus Versuch 1 (Bild 3.54). Die Verformung war mit 4 mm jedoch doppelt so groß. Im weiteren Verlauf des Versuchs stieg die Temperatur wiederum rasant an, nach 27 Minuten konnte die Last von 28,1 kN nicht mehr aufgenommen werden.

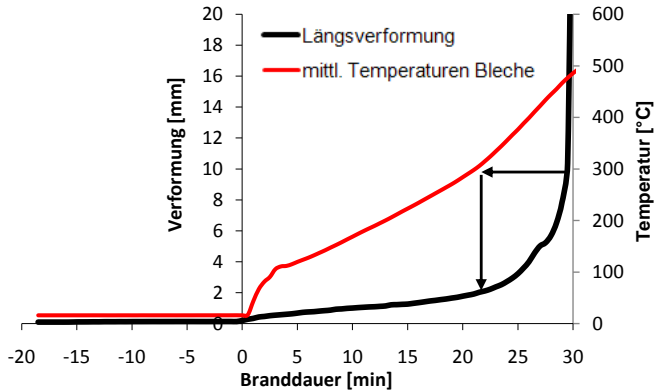


Bild 3.53 Nagelplatten-Zugversuch 1: Darstellung des Temperaturverlaufs der Bleche und Längsverformung; Nägel voll ausgelastet; Anschlussfläche 102,6 cm²

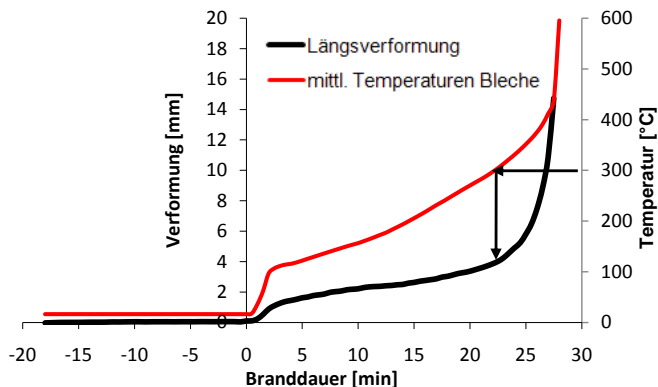


Bild 3.54 Nagelplatten-Zugversuch 2: Darstellung des Temperaturverlaufs der Bleche und Längsverformung, Blech voll ausgelastet; Anschlussfläche 144,4 cm²

Bei den vorhergehenden Schlussfolgerungen wurde jeweils der Versagenszeitpunkt mit dem Zeitpunkt gleichgesetzt, bei dem die Belastungseinrichtung die entsprechende Lasteinwirkung nicht mehr aufbringen konnte. Die Verformungsgeschwindigkeit ist jedoch ein weiteres Beurteilungskriterium, welches sich auch in der nationalen sowie europäischen Normung wiederfindet. Bei den vorliegenden Versuchen stieg die Verformungsgeschwindigkeit nach dem Erreichen der 300 °C in den Blechen deutlich an. Legt man diesen Zeitpunkt des Anstiegs als Versagenszeitpunkt fest, erreichten beide Verbindungen eine Feuerwiderstandsdauer von weniger als 23 Minuten.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das ursprüngliche Ziel eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten für voll ausgelastete Nagelplatten verfehlt wurde. Der grundsätzliche Lösungsansatz erscheint jedoch geeignet.

Die HLB basieren fast ausschließlich auf der physikalischen Eigenschaft der Wärmedämmung und sind daher grundsätzlich auch auf Stahl einsetzbar. Voraussetzung ist jedoch, dass die Haftung der Beschichtung bzw. des Schaumes im Gebrauchszustand und im Brandfall sichergestellt ist [Kr10].

3.5.4 Kleinbrandversuch (1) mit Wand- und Deckenelement

In Kleinbrandversuch (1) sollte die Brandschutzleistung der HLB in Anlehnung an die Durchführungsvorschriften der DIN EN 14135 (Prüfverfahren für Kapselung) untersucht werden. Angestrebte Brandschutzfunktion K war eine Branddauer von 45 Minuten unter ETK Bedingungen.

Der Brandversuch wurde im kleinen Deckenbrandhaus des iBMB durchgeführt. Damit entsprachen die Probekörperabmessungen nicht DIN EN 14135, größere Probekörper konnten aufgrund des enormen Aufwandes der Herstellung der HLB unter Laborbedingungen nicht erzeugt werden.

Drei Probekörper wurden untersucht: ein Deckenbauteil und zwei Wandbauteile. Als Beschichtungssystem wurde ein modifiziertes RAB 6 S11-System eingesetzt. Die Schichtstärke betrug bei allen Bauteilen 3,2 mm. Als Substrat diente jeweils eine Holzspanplatte, welche auf einer Rahmenkonstruktion befestigt wurde. Die Dicke betrug 19 ± 2 mm bei einer Rohdichte von 680 ± 50 kg/m³. Die Spanplatte war neben der HLB mit keinen weiteren Flammschutzmitteln ausgerüstet. Im Folgenden werden nur die wesentlichen Punkte der Konstruktion beschrieben, eine ausführliche Darstellung der Messstellen befindet sich im Forschungsbericht [INO09].

Der Decken-Probekörper hatte eine beflamnte Fläche von 100/150 [cm²]. Der unbeflammte Rand lag auf der Oberkante des Ofens auf und wurde mit einem Mineralwollstreifen unterlegt. Die Rückseite des Bauteils war ungedämmt. Bild 3.55 zeigt Vorder- und Rückseite des Probekörpers vor dem Einbau in den Ofen. Die Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung sowie zwischen Mineralwollstreifen und Spanplatte wurden gemessen.



Bild 3.55 Deckenbauteil für Kleinbrandversuch 1: links: zu beflammbende Seite; rechts: Rückseite [INO09]

Wandbauteil A hatte eine Fläche von 70/60 [cm²]. Über diesem Bauteil wurde zusätzlich ein Beobachtungsfenster eingebaut. Die Rückseite der Wand wurde mit Mineralwolle gedämmt. Wandbauteil B hatte eine Größe von 100/60 [cm²] und war auf der Rückseite ungedämmt. Wiederum wurden die Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung und im Mineralwollstreifen am Plattenrand gemessen. Weitere Messungen erfolgten auf der Rückseite der Spanplatte.

Die Branddauer betrug 45 Minuten entsprechend der angestrebten Kapselklasse K45. Nach dem Abstellen der Brenner wurde die Deckenplatte vom Ofen abgehoben und leichte Brandnester abgelöscht. Danach wurde der isolierende Schaum mit einem Spachtel abgekratzt, um die Spanplatte auf Verkohlungserscheinungen zu untersuchen.

In der 20. Brandminute bildete sich am oberen Rand des Wandbauteils B ein Riss in der Beschichtung. In der 30. Minute weitete sich der Riss deutlich auf. Diese Rissbildung mündete in der 38. Brandminute in ein großflächiges Abrutschen der HLB (Bild 3.56). In der 43. Minute bildete sich die Beschichtung an der Wand teilweise wieder nach (Bild 3.57). Zur gleichen Zeit ließ sich an der Decke ein Herabfallen des Schaumes beobachten.

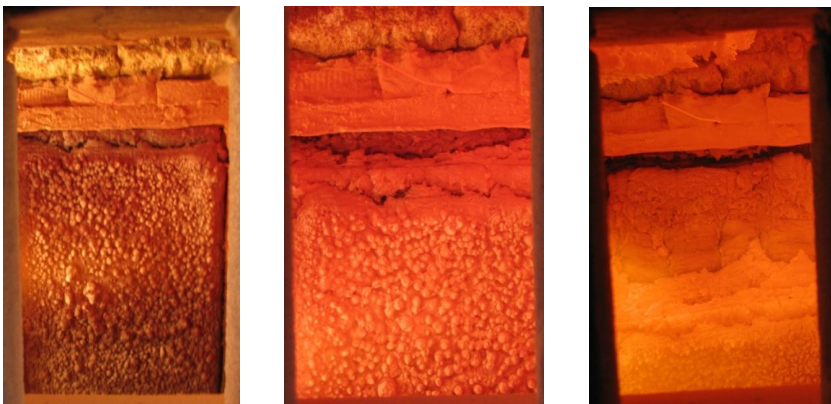


Bild 3.56 Kleinbrandversuch (1): Beschichtung auf Wandbauteil B; links: 20. Brandminute; Mitte: 30. Brandminute; rechts: 38. Brandminute [INO09]



Bild 3.57 Kleinbrandversuch (1): Beschichtung auf Wandbauteil B; 43. Brandminute [INO09]

In der Grenzschicht des Deckenbauteils detektierten die Thermoelemente innerhalb der Branddauer von 45 Minuten zu keinem Zeitpunkt die kritische Temperatur von 270 °C.

Nach DIN EN 14135 ist neben der Temperatúrauswertung auch eine visuelle Betrachtung der Trägerplatte nach Ablauf der Branddauer und Entfernung der Beschichtung erforderlich (Bild 3.58). An einigen Stellen war die Trägerplatte stark verkohlt, was auf Temperaturen von mehr als 270 °C schließen lässt. Da die Thermoelemente nicht im direkten Einflussbereich der verkohlten Stellen angebracht waren, konnten die Verkohlungen messtechnisch nicht erkannt werden. Bild 3.58 zeigt eine deutliche Konzentration der Brandstellen in den Randbereichen auf der vom Brenner abgewandten Seite, was den Schluss nahe legt, dass ebenso Brandraumeffekte ursächlich sind. In den übrigen Bereichen zeigt die Trägerplatte in der Hauptsache nur Verfärbungen, die in der Regel schon deutlich vor Erreichen der Zündtemperatur auftreten und völlig unkritisch zu betrachten sind.



Bild 3.58 Kleinbrandversuch (1): Deckenbauteil nach Versuchsende und Entfernung der Beschichtung; Kreuze markieren Messstellen mit Thermoelementen [INO09]

Da die Wandbauteile nicht unmittelbar nach Versuchsende ausgebaut werden konnten, ist eine Beurteilung des Verkohlungsverhaltens unmöglich.

Der Versuch zeigt, dass eine normgerechte Prüfung in Anlehnung an DIN EN 14135 möglich ist. Die beschichteten Wandbauteile verhalten sich wegen der Abrutschgefahr des Schaumes scheinbar kritischer als Deckenbauteile.

Problematisch ist der Anschluss von beschichteten Bauteilen an unbeschichtete, z. B. der Anschluss von Brettsperrholzdecken an Mauerwerkswände. In diesem Versuch wurde eine solche Kombination durch das Deckenbauteil und die Ofenwandungen simuliert. In den Randbereichen schäumt die Beschichtung weniger stark auf, sodass ein schnellerer Wärmeeintrag in das Substrat gegeben ist.

3.5.5 Kleinbrandversuch (2) mit Wand- und Deckenelement

Im 1. Kleinbrandversuch, der den Vorgaben der DIN EN 14135 entsprechend durchgeführt wurde, zeigten sich Probleme bei der Ausbildung der isolierenden Schutzschicht im Auflagerbereich der Deckenplatte. Durch eine konstruktive Änderung der Auflagerbedingungen sollte der beschriebenen Problematik in diesem 2. Kleinbrandversuch entgegengewirkt werden.

Als Probekörper wurden ein Deckenbauteil und ein Wandbauteil eingebaut. Da im Rahmen dieser Arbeit nur das Deckenbauteil von besonderer Bedeutung ist, wird auf die Beschreibung des Wandbauteils nicht weiter eingegangen.

Als Deckenbauteil diente ein Brettsperrholzelement mit einer Dicke von 142 mm, wobei ein Ausschnitt von 100/150 [cm²] beflammt wurde. Das Netz der Temperaturmessstellen war in diesem Versuch gegenüber dem 1. Kleinbrandversuch deutlich dichter. Im Auflagerbereich wurde die Deckenplatte mit Kanthölzern 10/10 [cm²] eingefasst, die auf der beflamnten Innenseite ebenfalls beschichtet waren (Bild 3.59). Für genauere Konstruktionsdetails wird wiederum auf den Bericht [INO09] verwiesen.

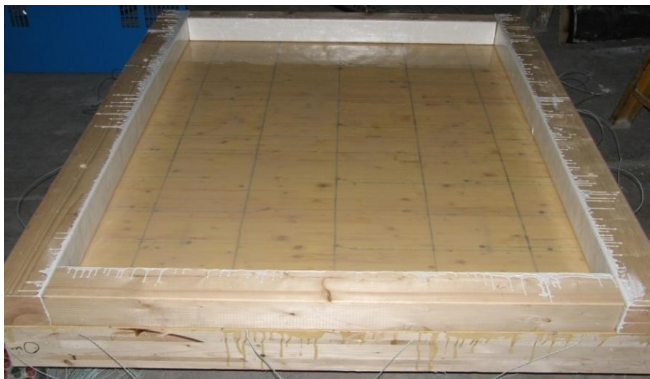


Bild 3.59 Kleinbrandversuch (2): Deckenbauteil vor dem Einbau; Beschichtung K15 transparent [INO09]

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

Für die HLB der Deckenplatte wurde eine transparente Laborformulierung ausgewählt, die eine vom WKI kalkulierte Schichtdicke für einen Entzündungsschutz von 15 Minuten aufwies. Im Bild 3.59 ist die hohe Oberflächenqualität am Glanzgrad der Beschichtung deutlich zu erkennen. Die Randhölzer wurden mit einer weiß pigmentierten HLB beschichtet, welche für einen höheren Entzündungsschutz als 15 Minuten ausgelegt war. Die Branddauer betrug letztlich über 50 Minuten.

In der 4. Brandminute war auf der gesamten Bauteilfläche eine dünne Schaumschicht vorhanden. Auf Bild 3.60 ist eine streifenförmige Textur in Längsrichtung erkennbar, welche auf die Verlegung der Thermoelementdrähte in einer Nut unter der Beschichtung zurückzuführen ist.



Bild 3.60 Kleinbrandversuch (2): Aufgeschäumte HLB auf Deckenbauteil in der 4. Brandminute [INO09]

Bis zur 10. Brandminute bildete sich die Schaumschicht vollständig aus (Bild 3.61). Es zeigte sich an den randeinfassenden Kanthölzern eine Wulst aus intumeszierendem Material, welche die Randbereiche der Deckenplatte abdeckte. Hier stellte sich im Kleinbrandversuch (1) dagegen noch keine ausreichende Isolation ein, vgl. Abschnitt 3.5.4.



Bild 3.61 Kleinbrandversuch (2): Aufgeschäumte HLB im Eckbereich Decke – Einfassungshölzer; 10. Brandminute [INO09]

Da ein Ausbau des Deckenbauteils nach Ablauf von 15 Minuten nicht vorgenommen wurde, kann die Wirksamkeit der konstruktiven Randausbildung nur über die Temperaturverläufe auf der Oberfläche des Deckenbauteils beurteilt werden. Bild 3.62 zeigt links die Temperaturverläufe aller Thermoelemente und rechts die Mittelwerte der Temperaturen, die von den Thermoelementen am Rand der Decke bzw. im Innenbereich aufgezeichnet wurden. Vor Ablauf von 15 Minuten hatte kein Einzelthermoelement die kritische Temperatur von 290 °C erreicht und im Mittel wurde die Marke von 270 °C nicht überschritten. Die Randelemente zeigten nach dem Entzünden eine langsamere Erwärmung als die inneren. Nach 40 Minuten betrug die Differenz sogar 200 °C. Auf Basis der reinen Temperaturmessung konnte der im Vorfeld kalkulierte Entzündungsschutz von 15 Minuten nachgewiesen werden.

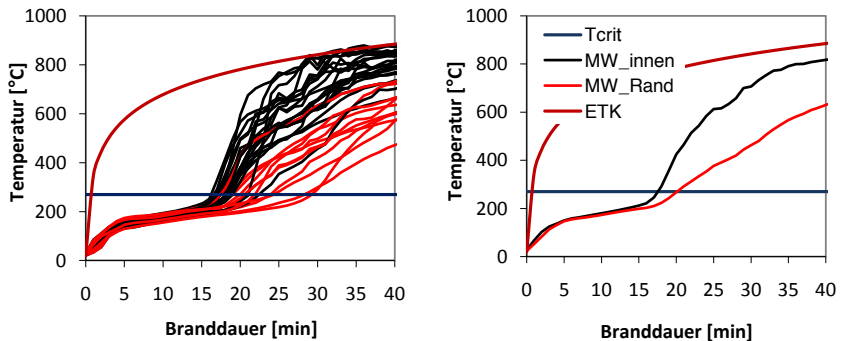


Bild 3.62 Kleinbrandversuch (2): Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Deckenplatte und Beschichtung; links: alle Messelemente; rechts: Mittelwerte der Rand- und Innenelemente [INO09]

Die angeordneten Randbalken mit HLB sind mit großer Sicherheit geeignet, die Verkohlung im Auflagerbereich zu verhindern bzw. zu minimieren. Diese Erkenntnis hat auch Konsequenzen für die Konstruktionen und die Zulassungsprüfungen beschichteter Wände und Decken, worauf in den Kapiteln 4 und 8 ausführlicher eingegangen wird.

3.5.6 Kleinbrandversuch (3) mit Rauchdichtemessung

Bei diesem Versuch wurden verschiedene Baustoffkombinationen beschichteter Bauteile untersucht. Ziel war es unter anderem, die Erkenntnisse vorangegangener Versuche bei der Konstruktion einfließen zu lassen. Besondere Fragestellung dieses Versuchs war die eindimensionale Rauchweiterleitung in Querrichtung, weshalb zwei Rauchdichtemessungen durchgeführt wurden.

Der Probekörper wurde in Einzelteilen vorgefertigt, am WKI beschichtet und dann im iMBM zusammengebaut. Bild 3.63 zeigt den Aufbau von der Unterseite. Folgende Baustoffkombinationen in Wand- und Deckenanordnungen wurden bezüglich ihrer Eckausbildungen untersucht:

- Brettsperrholz – Brettsperrholz
- Holztafelbau (beschichtet) – Brettsperrholz

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

- Holztafelbau (beplankt) – Brettsper Holz
- Holztafelbau (beschichtet) – Holztafelbau (beplankt).

Die Brettsper Holzbauteile bestanden aus 3-fach verleimten Fichtenholzlamellen mit einer Gesamtdicke von 115 mm. Die Holzrahmenbauteile waren in der Grundkonstruktion aus Konstruktionsvollholz mit den Abmessungen 60/120 [mm²] gefertigt. Die Beplankung bestand entweder aus beschichteter Spanplatte oder aus 2-lagiger GKF-Platte mit einer Dicke von zweimal 12,5 mm. In der Grenzschicht zwischen HLB und Substrat sowie innerhalb der Bauteile wurden umfangreiche Temperaturmessungen durchgeführt [INO09].

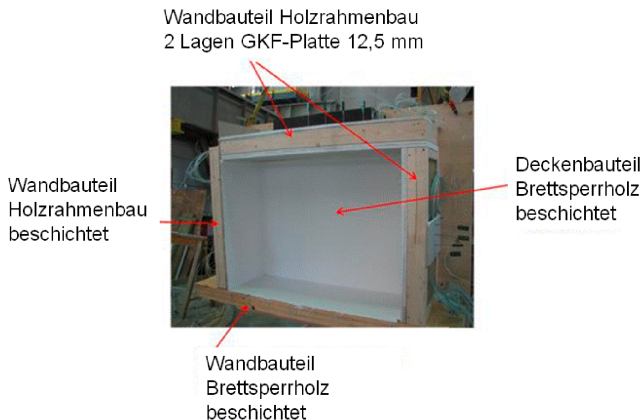


Bild 3.63 Kleinbrandversuch (3): Untersicht des Probekörpers vor dem Aufbau auf das kleine Deckenbrandhaus des iBMB [INO09]

Alle Elemente des Probekörpers wurden stumpf gestoßen und miteinander verschraubt. Dabei wurden keinerlei Dichtungsbänder oder Dämmstoffmatten eingesetzt. An den Kanten, wo beschichtete und unbeschichtete Flächen aufeinanderstießen, wurden Eckleisten angebracht, die ebenfalls beschichtet waren. Bild 3.64 ist eine Aufnahme aus dem Brandraum und verdeutlicht die Anordnung der Eckleisten.



Bild 3.64 Kleinbrandversuch (3): Ecksituation mit Eckleisten [INO09]

Das Prinzip der Rauchdichtemessung wird in Bild 3.65 für die beiden untersuchten Anschlusssituationen aufgezeigt. Diese sind die Verbindungen zwischen einer Wand und der Decke mit beschichtetem Brettsper Holz sowie die Decke mit einer beplankten Wand in Holztafelbauart. Die Decke stand 20 cm über die Wände über, um in den Ecken jeweils Kästen zum Auffangen des durchtretenden Rauches anbringen zu können. An die Kästen wurde eine Lichtmessstrecke angeschlossen, mit der die Trübung des Rauchgases gemessen wurde. Für die Errechnung der Leckrate war es erforderlich, eine definierte Luftmenge durch die Messanordnung zu spülen.



Fuge Brettsper Holz / Brettsper Holz

Fuge Brettsper Holz / GKF-Platten



Bild 3.65 Kleinbrandversuch (3): Anordnung der Rauchkästen und Prinzip der Messung [INO09]

Bei einem solchen Versuch ist es wichtig, sowohl die Brandraumtemperatur exakt nach ETK zu regeln, als auch den Druck konstant auf 20 Pa zu halten, damit die Leckratenmessung belastbar ist.

Als Laborformulierung wurde IN MSP mit weißer Pigmentierung gewählt. Die Schutzdauer der HLB war im Vorfeld auf 30 Minuten kalkuliert worden. Dieses Ziel wurde jedoch deutlich unterschritten. In der 23. Minute erfolgte der Abbruch, weil einige der Thermoelemente in der Grenzschicht die kritische Temperatur von 270 °C überschritten hatten. Bei nachfolgenden Untersuchungen wurde festgestellt, dass das frühzeitige Versagen der Beschichtung auf eine fehlerhafte Komponente der Rezeptur zurückzuführen war. Da dieser Versuch zum Ende der Projektlaufzeit [INO09] mit einem recht großen Aufwand durchgeführt wurde, konnte er nicht wiederholt werden. Für den wesentlichen Bestandteil Rauchdichtemessung sind die Ergebnisse jedoch voll verwertbar, da die Versuchsdauer nur bedingt Einfluss auf die Leckrate hat. Denn es kann unterstellt werden, dass die Dichtigkeit der Schaumschicht mit der Brandleistung korreliert. Wenn Rauchpartikel durch die Schutzschicht gelangen, muss dieses auch für die heißen Brandgase möglich sein. Eine längere Isolationswirkung bewirkt im Umkehrschluss auch eine entsprechende Dichtwirkung für Rauchpartikel.

Nach Versuchsbeginn bildete sich auf allen Flächen eine gleichmäßige Schaumstruktur mit geringen Schwankungen in der Dicke. In Bild 3.66 wird die Ecke zwischen der beschichteten Holzrahmenwand und der Brettsperrholzwand gezeigt. In der 12. Brandminute war der Schaum voll ausgebildet und auch der Eckbereich war voll eingeschlossen. In den folgenden Minuten konnte ein Abfallen von Schaumstücken an der Decke beobachtet werden. In der 15. Minute kam es zu einem großflächigen Abrutschen auf der Brettsperrholzwand und auch an der Holzrahmenwand kam es zu Beschädigungen der Schutzschicht. Der Schaum behielt in sich eine mechanisch sehr belastbare Struktur, sodass es nicht zu einem Herunterfallen kam, sondern sich die Schutzschicht zwischen den Wänden verkantete. An der Decke wurde die Nachbildung des Schaumgerüsts beobachtet.

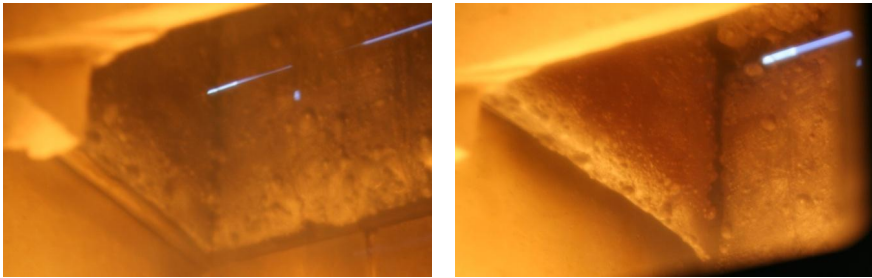


Bild 3.66 Kleinbrandversuch (3): Blick in den Brandofen, links: 12. Minute, rechts: 15. Minute [INO09]

Da es an der Decke zu ungleichmäßigem Herunterfallen des Schaumes kam, wurden nachträglich 4 Bohrkern entnommen, um die Abbrandtiefen des Brettsperrholzes beurteilen zu können. Bild 3.67 zeigt die Entnahmestellen der Bohrkern A und B, die trotz räumlich enger Anordnung jeweils den größten und kleinsten Abbrand aufweisen. Die Ergebnisse der Messungen sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Der Bohrkern B hat bis zum Versuchsende praktisch keinen Abbrand erfahren und wird als Referenz gewertet. Die Bohrkern C und D verlieren jeweils 3,5 % ihrer Höhe und bei Probe A sind es sogar 9,6 %.

Bei der Interpretation der Ergebnisse der Bohrkernuntersuchungen ist einschränkend zu berücksichtigen, dass der Versuchsaufbau nach dem Abnehmen vom Ofen nur mit einer handelsüblichen Gartenspritze gelöscht wurde, sodass das Wasser über eine eingeschränkte Eindringtiefe verfügte. Dementsprechend haben manche Deckenbereiche gegebenenfalls etwas länger gebrannt als andere. Prinzipiell decken sich die Messungen dennoch mit den Erkenntnissen aus den Temperaturmessungen auf der Deckenfläche, wonach die Zündzeitpunkte der einzelnen Messstellen bis zu 7,5 Minuten auseinanderlagen. Unterstellt man grob eine anfängliche Abbrandgeschwindigkeit mit Vorwärmung von 1,0 mm/min, so werden Höhenunterschiede bei den Bohrkernen von 7,5 mm bereits ohne ungleichmäßig wirksamen Löscheffekt bestätigt.



Bild 3.67 Kleinbrandversuch (3): Entnahmestellen der Bohrkern A und B mit räumlicher Nähe [INO09]

Tabelle 3.1 Kleinbrandversuch (3) Ergebnis der Bohrkernuntersuchungen [INO09]

Bohrkern	Höhe [cm]	bez. Höhe [%]
A	10,4	90,4
B	11,5	100,0
C	11,1	96,5
D	11,1	96,5

Zentrale Fragestellung dieses Versuchs war die Bestimmung der Leckrate (Bild 3.68). Entsprechend den Ergebnissen des Forschungsvorhabens [HDZ00] liegt der Grenzwert für die Leckrate bei $54 \text{ cm}^3/(\text{min} \cdot \text{cm})$, damit das Schutzziel „Verhinderung der Rauchausbreitung“ gewährleistet wird.

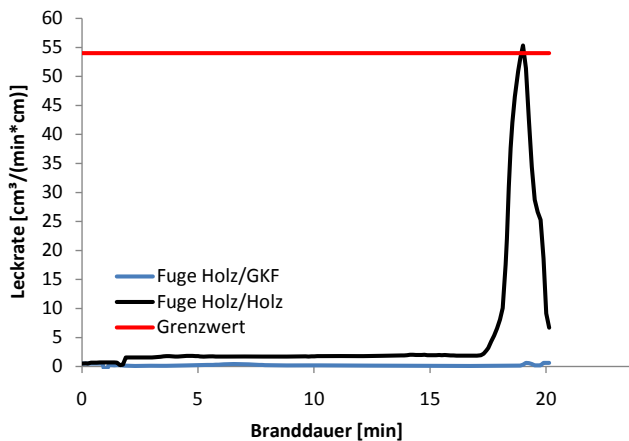


Bild 3.68 Kleinbrandversuch (3): Ergebnis der Leckratenmessung [INO09]

3 Brandverhalten beschichteter Bauteile

In der Fuge Holz - GKF wurde während der gesamten Versuchsdauer keine nennenswerte Leckrate ermittelt - auch nicht nach dem bereichsweisen Entzünden in der Bauwerksfuge. Das war aufgrund der Anordnung einer Eckleiste als dichtendes Element auch zu erwarten. Die beschichtete Eckleiste sollte jedoch konstruktiv durch eine zusätzliche Schaumbildung im sensiblen Eckbereich eine frühzeitige Entzündung der Decke verhindern.

An der Fuge Holz - Holz wurde ab der 2. Minute lange Zeit eine Leckrate von $2 \text{ cm}^3/(\text{min} \cdot \text{cm})$ gemessen. Ab der 18. Minute stieg die Leckrate schlagartig auf $55 \text{ cm}^3/(\text{min} \cdot \text{cm})$ an und sank nach einem kurzen Moment wieder steil ab. Dieser schnelle Anstieg fiel zeitlich in den Bereich, wo auch die Thermoelemente in der Nähe der betroffenen Fuge die Entzündung des Holzes detektierten.

Zusammenfassend ist die HLB in der Lage, den Rauchdurchtritt ohne besondere Dichtmaßnahmen wie Dämmstreifen oder intumeszierende Dichtstreifen wirksam zu behindern. Wie sich jedoch das Dichtverhalten über den Zeitpunkt des Versagens der Beschichtung hinaus für einen längeren Zeitraum verändert, wurde nicht nachgewiesen. In der Literatur liegen Angaben vor, wie reine Massivholzkonstruktionen auszuführen sind, um das Schutzziel „Verhinderung der Rauchausbreitung“ zu erfüllen. In Kapitel 8 zur Ausführung der Konstruktion wird auf diese Thematik noch einmal eingegangen.

An der Decke zeigte sich stellenweise ein Abfallen des Schutzschaumes und an den Wänden rutschte die Beschichtung großflächig in einem Stück ab. Trotz qualitativ und quantitativ sehr ähnlicher Temperaturverläufe an Decke und Wänden kann der für die Klassifizierungsprüfung maßgebende Aufbau aus diesem Versuch noch nicht belastbar abgeleitet werden. Bis zum Vorliegen weiterer Versuchserfahrung sollte die Klassifizierung demnach für Wände und Decken jeweils in einer Einzelprüfung durchgeführt werden.

4 ERFÜLLUNG DER SCHUTZZIELE

Dieses Kapitel ist eng mit der brandschutztechnischen Schutzzieleerfüllung für die Gebäudeklasse 4 entsprechend Musterbauordnung in Verbindung mit der Muster-Holzbaurichtlinie verknüpft. Die nichtbrennbare brandschutztechnisch wirksame Bekleidung soll durch eine Hochleistungsbrandschutzbeschichtung (HLB) aus einem brennbaren organischen Baustoff ersetzt werden, was in der Bautechnik ein absolutes Novum ist. Dementsprechend ist hier der Nachweis zu erbringen, dass auch mit der HLB die Schutzziele in adäquater Weise erreicht werden. Im Folgenden wird beschrieben, wie die Schutzziele definiert sind und unter welchen Bedingungen sie mittels HLB erreicht werden können. Weiterhin wird ein Vorschlag für die Integration der HLB in die nationale Brandschutzphilosophie unterbreitet. Auf Besonderheiten des Zulassungsprozesses, inklusive Erarbeitung der wichtigsten Beurteilungskriterien, wird ebenfalls kurz eingegangen.

4.1 Schutzzieldefinition entsprechend dem akzeptierten Sicherheitsniveau

Vor der Einführung der Muster-Holzbaurichtlinie wurde in einem mehrstufigen Forschungsvorhaben untersucht, wie das Sicherheitsniveau von Gebäuden der neuen Gebäudeklasse 4 in Holzbauweise auf dem Niveau von Massivbauten aus mineralischen Baustoffen erhalten werden kann [BH97], [HDZ00], [HB01]. Als wesentliches Element zur Erreichung des akzeptierten Sicherheitsniveaus wurde die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung identifiziert. Diese Bekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen dient in Verbindung mit verschiedenen Konstruktionsdetails mehreren Schutzzielen, deren Hintergründe im Folgenden näher erläutert werden. Dabei ist prinzipiell zu unterscheiden, ob die Schutzziele zeitlich in die Brandentstehungsphase oder in die Vollbrandphase fallen (Bild 2.7).

4.1.1 Brandentstehungsphase

Schutzziel der Brandentstehungsphase ist die Behinderung der Brandausbreitung.

Behinderung der Brandausbreitung

Der Baustoff hat einen grundlegenden Einfluss auf die Brandausbreitungsgeschwindigkeit auf der Bauteiloberfläche. *Becker und Hosser* [BH97] führen den Vergleich, dass die Brandausbreitungsgeschwindigkeit auf nichtbrennbaren Oberflächen (A-Baustoff) mit bis zu 5 cm/min deutlich geringer ist als jene auf brennbaren Oberflächen (B-Baustoff) mit bis zu 300 cm/min. Die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung ist in der Regel eine Gipsfeuerschutz- oder Gipsfaserplatte. Sie fällt damit in die Baustoffklasse A2 und behindert somit die Brandausbreitung optimal.

4.1.2 Vollbrandphase

Die Musterbauordnung in Verbindung mit der Muster-Holzbaurichtlinie impliziert für die Vollbrandphase einen Temperaturverlauf entsprechend der ETK. Die Konstruktionen der Gebäudeklasse 4 müssen unter diesen Bedingungen die Schutzziele für eine Dauer von 60 Minuten erfüllen. *Kampmeier* [Ka08] ergänzt ein Sicherheitskonzept für den Fall, dass die brandschutztech-

nisch wirksame Bekleidung bereits nach 30 Minuten ausfällt. Zur Erhaltung des allgemein akzeptierten Sicherheitsniveaus werden geeignete Kompensationsmaßnahmen semi-quantitativ nachgewiesen. Dieses Konzept ist für die Anwendung der HLB von grundlegender Bedeutung, da aufgrund der Forschungsergebnisse im Projekt [INO09] Schutzdauern von 60 Minuten in näherer Zukunft nicht zu erwarten sind.

Feuerwiderstandsdauer (REI)

Die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung verzögert die Entzündung der tragenden Querschnitte und erhöht somit die Feuerwiderstandsdauer für die Tragfähigkeit (R-Kriterium). Dieses ist jedoch nicht die wesentliche Funktion, da die Branddauer von Holzkonstruktionen auch durch entsprechende Bauteildimensionierungen theoretisch beliebig gesteigert werden kann, vgl. Abschnitt 2.3. In den Bereich der Feuerwiderstandsdauer fallen auch die Brandschutzfunktionen Isolationsverhalten (I-Kriterium) und Raumabschluss (E-Kriterium), welches ebenfalls die Verhinderung der Rauchweiterleitung beinhaltet.

Begrenzung der Brandlast

Die Gesamtbrandlast eines Gebäudes setzt sich aus der immobilen und aus der mobilen Brandlast zusammen. Die mobile Brandlast ist nutzungsspezifisch und beinhaltet die Ausstattung und das Mobiliar sowie die Gebrauchsgegenstände. Die immobile Brandlast ist in die bauweisespezifische und die konstruktionsneutrale Brandlast zu unterteilen. Letztere umfasst die Fenster, Türen, Installationen und Komponenten der technischen Gebäudeausrüstung. Die bauweisespezifische Brandlast umfasst das Tragwerk und die Ausbauten [BH97]. Abgesehen von der Muster-Industriebaurichtlinie in Verbindung mit DIN 18230 sieht das präskriptive Bauordnungsrecht eine direkte Berücksichtigung der mobilen Brandlast durch den Brandschutzplaner nicht vor. Die mit einer stochastischen Verteilung zu erwartenden mobilen Brandlasten werden bei der Festlegung des Sicherheitsniveaus der präskriptiven Regeln durch den Ordnungsgeber implizit berücksichtigt. Anders sieht es bei den leistungsorientierten Brandschutzkonzeptionen aus, in denen die Brandszenarien auf Basis normierter mobiler Brandlastangaben oder Erhebungen im Bauwerk festgelegt werden [Ho08],[Ho09].

In [BH97] wurden die mobilen und bewerteten immobilen Brandlasten eines Referenzgebäudes der Gebäudeklasse 4 MBO in Holz-Massivbauweise mit dem Beton- bzw. Mauerwerksbau verglichen. Demnach ist in einem Holz-Massivbauwerk die 3,7-fache Brandlast im Vergleich zum Beton- oder Mauerwerksbau zu kalkulieren (Bild 4.1). Die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung hat die Aufgabe, die zusätzliche Brandlast der Tragkonstruktion entsprechend der präskriptiv geforderten Branddauer zu kapseln, sodass diese keinen messbaren Beitrag zum Brandgeschehen leisten kann.

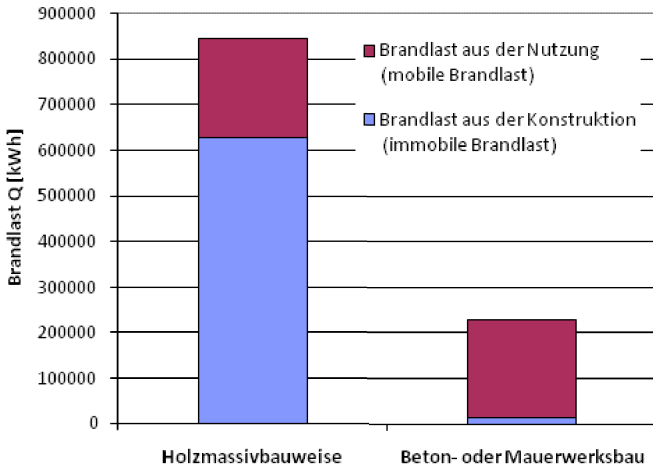


Bild 4.1 Brandlastvergleich zwischen Holzmassivbauweise und Beton- oder Mauerwerksbau auf Basis eines Referenzgebäudes in Anlehnung an Gebäudeklasse 4 der MBO [BH97], entnommen aus [Ka08]

Vermeidung von Hohlraumbränden

Im Gegensatz zu Holztafelkonstruktionen sind in Massivkonstruktionen Hohlraumbrände im Normalfall nicht zu erwarten, da sie per Definition hohlraumfrei sind. Hohlraumbrände erschweren aufgrund der schlechten Erreichbarkeit des Brandherdes die wirksamen Löscharbeiten. Diese sind jedoch Grundvoraussetzung dafür, dass ein Holzgebäude einen Brand überhaupt übersteht. Die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung, in Kombination mit entsprechenden Ausführungen der Installationen und nichtbrennbarer Hohlraumdämmung, verhindert den Hohlraumbrand für die geforderte Branddauer.

4.2 Schutzzieleerfüllung mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen

Der Logik des vorhergehenden Abschnittes folgend, wird die Schutzzieleerfüllung unter Anwendung der HLB für die Brandentstehungsphase und die Vollbrandphase getrennt behandelt.

4.2.1 Brandentstehungsphase

Zur Beurteilung des Baustoffverhaltens und damit unter anderem der Brandausbreitungsgeschwindigkeit auf beschichteten Bauteiloberflächen stehen zum einen die durchgeführten Baustoffuntersuchungen nach DIN EN 13501-1 zur Verfügung. Zum anderen wurden auch Ergebnisse im Fassaden-Großbrandversuch gewonnen, die für die Beurteilung herangezogen werden können.

Aufgrund der Ergebnisse des SBI-Tests, vgl. Abschnitt 3.3.2, wäre eine Klassifizierung in die europäische Baustoffklasse A2 (Euroklasse) möglich, da die Grenzwerte aller Kriterien deutlich unterschritten wurden. Bei der Überprüfung der Verbrennungswärme beziehungsweise des unte-

4 Erfüllung der Schutzziele

ren Heizwertes im Bombenkalorimeter, vgl. Abschnitt 3.3.1, wurde der Grenzwert für die Euro-klasse A2 jedoch überschritten. Die Klassifizierung einer beschichteten Holzkonstruktion kann daher maximal B s1, d0 lauten.

Die mittels HLB zu ersetzende brandschutztechnisch wirksame Bekleidung erfüllt per Definition die Anforderungen an die Verbrennungswärme für die Euroklasse A2. Es ist nun zu zeigen, dass das Schutzziel der Behinderung der Brandweiterleitung auch auf beschichteten Oberflächen erreicht werden kann, obwohl die normativen Grenzwerte der Verbrennungswärme nicht eingehalten werden können.

Im ersten Schritt sollen die Ergebnisse des SBI-Tests näher untersucht werden, indem der Vergleich zu anderen Baustoffen mit Hilfe von Literaturangaben hergestellt wird. In Tabelle 4.1 werden für eine Reihe verschiedenartiger Plattenwerkstoffe, teilweise in Kombination mit Decklagen, und deren Brandeigenschaften im SBI-Test vorgestellt. Das eigene System „Beschichtung auf Fichtensperrholz“ (letzte Zeile) weist ähnliche Brandeigenschaften auf wie Gipsbauplatten mit Papierdecklage. Eine Textiltapete auf Kalzium-Silicatplatten erreicht in der Euroklassifizierung sogar nur die Klasse C, obwohl die Trägerplatte selbst eindeutiger A1-Baustoff ist. Der Vergleich liefert ein erstes Indiz, dass die Eigenschaft der Brandweiterleitung, ausgedrückt durch die Energiefreisetzungsrates und den Feuerwachstumswert FIGRA, eines Baustoffes, oder besser eines Baustoffsystems (Holz plus HLB), keine alleinige Funktion der Verbrennungswärme ist.

Tabelle 4.1 Feuerwachstumswert FIGRA, Gesamtenergiefreisetzung THR und Euro-Klassifizierung verschiedenartiger Plattenwerkstoffe, entnommen aus [Ha02]

Plattenwerkstoff	Dichte [kg/m ³]	FIGRA [kw/s]	THR [MJ]	Euro- klasse
Gipsbauplatte mit Papierdecklage	716	21	1	A2/B
Gipsbauplatte mit Papierdecklage und Deckanstrich	727	16	0,8	B
Papiertapete auf Gips	719	202	1,4	C
Intumeszierende Beschichtung auf Spanplatte	723	16	1,9	B
Spanplatte mit Melaminharzbeschichtung	695	381	20,1	D
Gewöhnliche Spanplatte	713	404	26,9	D
Papiertapete auf Spanplatte	694	479	26,7	D
MDF-Platte	846	436	33,4	D
Textiltapete auf Calcium-Silikat- Platte	959	162	1,9	C
Intumeszierende Beschichtung auf Fichtensperrholz (eigene Arbeit)	.*	32	0,7	B

*das in [Ha02] definierte Verfahren zur Bestimmung der Rohdichte wurde hier nicht angewendet

Anhand des folgenden Beispiels aus der Literatur zu Brandversuchen mit Kabelmaterialien wird erkennbar, dass die Energiefreisetzungsrate bzw. die Brandentwicklungsgeschwindigkeit eines Baustoffes nicht unbedingt streng mit der effektiven Verbrennungswärme⁶ korreliert. Bild 4.2 zeigt Untersuchungen im Cone-Kalorimeter mit zwei unterschiedlichen Kabelmaterialien. Das FRNC-Kabel weist hohe effektive Verbrennungswärmen über die Zeit auf, während die Energiefreisetzungsrate vergleichsweise gering ist. Das Silikonkabel dagegen weist immer eine höhere Energiefreisetzungsrate auf, obwohl die effektive Verbrennungswärme nach einer Branddauer von 150 s niedriger ist [Ri03].

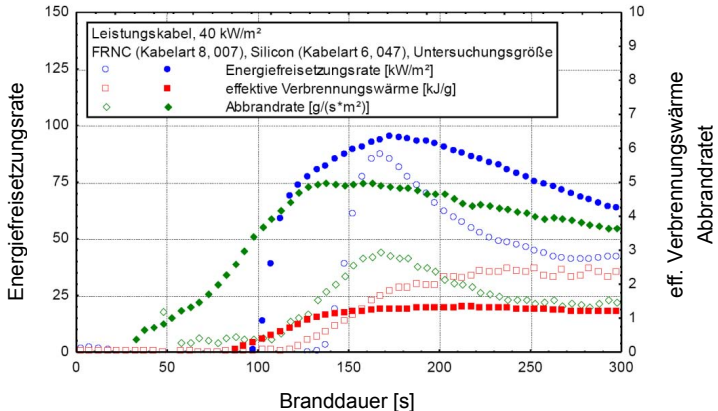


Bild 4.2 Ergebnisse von Untersuchungen im Cone-Kalorimeter an verschiedenen Kabelmaterialien [Ri03]

Die Logik der DIN EN 13501-1, Verbrennungswärme und Kriterien des SBI-Tests miteinander zu koppeln, ist im Grunde nachvollziehbar. Bei einer entsprechend konservativen Festlegung des Grenzwertes für die Verbrennungswärme ist kaum mehr eine Brandausbreitung möglich, da schlicht die Brandlast fehlt. Das Beispiel der verschiedenen Kabelmaterialien zeigt indes, dass der Normansatz auf der sicheren Seite liegen kann.

Ob ein Baustoff die Brandweiterleitung begünstigt oder nicht, kann neben aller Messtechnik auch anhand des Verkohlungsverhaltens entsprechender Probekörper beobachtet werden. Die Probekörper des SBI-Tests zeigen eindeutig, dass sich die Verkohlungen nicht über den Primärbrandbereich des Brenners hinaus erstrecken. Die verkohlte Fläche ist sogar kleiner als der Primärbrandbereich (Bild 3.23). Es hat also keine Brandweiterleitung durch die beschichtete Fichtenholzplatte stattgefunden.

Im eigenen Fassaden-Großbrandversuch wurde die Brandleistung mit 346 kW gegenüber dem SBI-Test erheblich gesteigert. Auf der Fassadenoberfläche stellten sich im Primärbrandbereich

⁶ Die effektive Verbrennungswärme ist in der Regel kleiner oder gleich der Verbrennungswärme, die im Bombenkalorimeter ermittelt wird. Die effektive Verbrennungswärme berücksichtigt Einflüsse aus Ventilationsbedingungen und Mischungsverhältnissen der Verbrennungsgase [BI03]

4 Erfüllung der Schutzziele

der Brennerflamme deutliche Schwärzungen ein. Die signifikante Verkohlung der Trägerplatte erstreckte sich dagegen auf einen deutlich kleineren Bereich (Bild 4.3). Die Brandweiterleitung wurde durch das beschichtete Fassadensystem trotz der hohen Brennerleistung für die Branddauer von 20 Minuten vollständig unterbunden. Die gewählte Schichtdicke im Bereich der Brennerflamme entsprach dabei einer Schutzdauer von 15 bis 20 Minuten unter ETK-Bedingungen, sodass Systeme mit höheren Schutzdauern durch den Versuch ebenfalls abgedeckt werden.

Die einwirkende Wärmestromdichte des Fassaden-Großbrandversuchs ist wesentlich intensiver als die des Room-Corner-Versuchs nach ISO 9705, eine direkte Übertragbarkeit der Ergebnisse ist auf Basis des aktuellen Wissensstands nicht möglich, vgl. Abschnitt 3.1.1.4. Kenntnisse über das Brandverhalten beschichteter Wandverkleidungen im Room-Corner-Versuch sind jedoch insofern von Interesse, als es sich hier um das Referenzszenario im Maßstab 1:1 für den SBI-Test handelt. Hier wird nun eine Hypothese für den Room-Corner-Versuch über einen Vergleich mit anderen Baustoffen aufgestellt. Die beschichtete Fassade hat im eigenen Versuch praktisch keine Wärmefreisetzung gezeigt (Bild 3.29). In einem Vorhaben an der MPA NRW wurden verschiedene Fassadenaufbauten getestet. Eine Faserzementplatte (A1-Baustoff) auf einer Holz-Unterkonstruktion erreichte bei vergleichbaren Versuchsbedingungen eine maximale Energiefreisetzungsrate von 55 kW [Kli02]. In [HH02] wird eine Reihe von Ergebnissen aus Room-Corner-Versuchen veröffentlicht. Der Faserzementplatte des Fassadenversuchs ähnelt unter den untersuchten Baustoffen im Room-Corner-Versuch am ehesten eine Kalziumsilikat-Platte mit Textiltape. Bei dieser kam es innerhalb einer Versuchsdauer von 20 Minuten nicht zum Flashover. Die Hypothese lautet nunmehr, dass die HLB bei ausreichender Dimensionierung der Schichtdicke ebenfalls im Room-Corner-Versuch keinen Flashover ermöglichen würde. Für den abschließenden Beweis sollte in Zukunft ein entsprechender Versuch durchgeführt werden.



Bild 4.3 Beschädigung des Probekörpers beim Fassaden-Großbrandversuch [INO09]

Die Entzündung erfolgt an Außenecken deutlich früher als auf der Bauteilfläche, vgl. Abschnitt 3.5.1.2. Bei der Dimensionierung des Entzündungsschutzes für 30 Minuten auf der Fläche erfolgt die Entzündung an der Ecke bereits nach rund 15 Minuten. Die verfrühte Entzündung beschränkt sich auf einen geometrisch engen Raum (geschätzte Flankenbreite ca. 5 cm), sodass die Auswirkungen auf die Brandausbreitung sehr gering sind. Ferner kann es überhaupt nur dort zu einer verfrühten Entzündung kommen, wo bereits eine äußere Flamme vorhanden ist (Brandentstehungsphase). In Kapitel 8 werden jedoch auch Wege gezeigt, wie der Entzündungsschutz an Außenecken konstruktiv vollständig gewährleistet werden kann.

4.2.2 Thermische Umsetzung in der Vollbrandphase

Im vorhergehenden Abschnitt wird ausführlich dargestellt, dass die HLB die Brandausbreitung sicher behindern kann, obwohl sie selbst eine nicht vernachlässigbare Verbrennungswärme aufweist. Inwiefern die HLB aufgrund dieser Verbrennungswärme und der damit einhergehenden Energiefreisetzungsrate den Verlauf der Vollbrandphase beeinflusst, wird im Folgenden erörtert.

4.2.2.1 Ingenieurmodell für die Energiefreisetzungsrate

Da die Energiefreisetzungsrate des beschichteten Holzes in den Bauteilversuchen unter ETK-Bedingungen nicht gemessen werden konnte, wird ein vereinfachtes Ingenieurmodell entwickelt, um die Größenordnungen theoretisch abschätzen zu können. Betrachtet wird die Branddauer von Beginn des Vollbrandes bis zum Zündzeitpunkt des Holzes, also die Dauer, die das Holz im Kontext der Muster-Holzbaurichtlinie durch die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung geschützt wird.

Die flächenbezogene Energiefreisetzungsrate \dot{q} berechnet sich nach [Ho09] zu:

$$\dot{q} = \dot{m} \cdot H_u \cdot \chi \quad [\text{kW/m}^2] \quad (4.1)$$

mit:

\dot{m} Abbrandrate [$\text{kg}/(\text{m}^2\text{h})$]

H_u Heizwert [kWh/kg]

χ Verbrennungseffektivität [-]

Die Verbrennungseffektivität χ berücksichtigt global die Ventilationsbedingungen und stöchiometrischen Verhältnisse der Brandgase und nimmt Werte zwischen 0 und 1,0 an. Da für das System HLB auf Holz keine belastbaren Ergebnisse bezüglich χ vorliegen, wird bei den weiteren Betrachtungen auf sicherer Seite liegend ein Wert von 1,0 angenommen.

Der untere Heizwert H_u kann für Holz der Literatur entnommen werden und für die HLB liegen Ergebnisse der eigenen Untersuchungen vor, vgl. Abschnitt 3.3.1. Das Fichtenholz wird mit einem Heizwert $H_{u,\text{Holz}} = 4,8 \text{ kWh/kg}$ entsprechend der Angaben in DIN 18230-3 und [SFP90] berücksichtigt. Für die HLB wurden untere Heizwerte $H_{u,\text{HLB}}$ von 3,7 und 2,6 kWh/kg gemessen. Für die weiteren Rechnungen wird ein oberer Grenzwert von $H_{u,\text{HLB}} = 4,0 \text{ kWh/kg}$ angenommen.

Die Abbrandrate \dot{m} konnte in den Großversuchen ebenfalls nicht bestimmt werden. Es existieren jedoch Literaturangaben und Versuchsergebnisse des Projektes [INO09], welche zunächst die Beschreibung der temperaturabhängigen bezogenen Massen $M/M_0(T)$ von Holz und der HLB erlauben. In einem weiteren Schritt werden die Abbrandraten \dot{m} über die Temperaturänderungen dT/dt in den Querschnittsfasern hergeleitet.

Die temperaturabhängige bezogene Masse $M/M_0(T)$ wird von thermogravimetrischen Messungen (TGA) abgeleitet, die im Anhang A3 zusammengestellt sind. Da die verfügbaren TGA-Messungen unter Stickstoffatmosphäre durchgeführt wurden, müssen die Annahmen dieses Modells sowohl für das Holz als auch die HLB mit einem etwas steileren Gradienten erfolgen, denn die Umsetzung beider Stoffe wird unter brandlastgesteuerten Verhältnissen im Realbrand schneller verlaufen. Die Annahme für Holz wurde ergänzend am temperaturabhängigen Dichteverlauf entsprechend Eurocode DIN EN 1995-1-2 überprüft. Ein alternativer Weg zur Auswertung von TGA-Messungen wäre die Beschreibung der Umsetzung der Stoffe mittels Arrhenius-Gleichungen. Die hierfür erforderlichen Eingangsgrößen Aktivierungsenergie und Geschwindigkeitskonstante sind für die HLB nicht bekannt und die Angaben der Literatur für Holz streuen sehr stark, wie die Studie von *Bobacz* [Bo06] zeigt, sodass dieser Weg für dieses Modell nicht weiter verfolgt wird. Bild 4.4 zeigt die eigenen Annahmen für $M/M_0(T)$ von Holz und der HLB. Die Modellgrenze für Holz liegt bei einer Temperatur von 270 °C, da hier definitionsgemäß die Entzündung erfolgt.

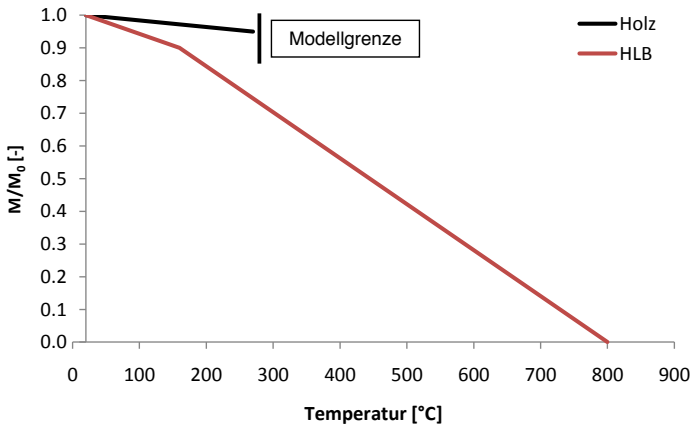


Bild 4.4 Temperaturabhängige, bezogene Masse von Holz und HLB für das Ingenieurmodell

Die Temperaturänderung dT/dt in der Beschichtung ergibt sich aus dem Temperaturverlauf in der dem Brandraum zugewandten Faser und dem Verlauf der Grenztemperatur zwischen Beschichtung und Holz. Da die volumetrische spezifische Wärmekapazität ρc_p der HLB sehr gering ist, vgl. Abschnitt 5.4, wird in diesem Modell vereinfacht ein linearer Temperaturverlauf über die Dicke des Schaumes angenommen.

Die Brandraumtemperatur T_{BR} wird entsprechend ETK angesetzt. Aufgrund der Wärmeübergangsbedingungen ist die äußere Faser der Beschichtung kälter als der Brandraum. Der in diesem Modell angenommene Temperaturverlauf $T_{HLB,0}$ ergibt sich aus den Randbedingungen des normierten Modells des Abschnitts 6.2, welches hier im Vorgriff Verwendung findet (Bild 4.5). Auf eine genaue Herleitung wird daher an dieser Stelle verzichtet. Für den Verlauf der Temperatur in der Grenzschicht T_{GR} wird ein bilinearer Ansatz gewählt. Nach 2 Minuten liegt im Schaum die Initialtemperatur vor und die Isolationswirkung entfaltet sich. Die Grenzschicht hat sich in dieser Zeit bis auf 120 °C erwärmt. Nach 30 Minuten wird die normative Entzündungstemperatur von 270 °C auf der Holzoberfläche erreicht. Um letztlich auch die Energiefreisetzung des Holzes berücksichtigen zu können, wird vereinfacht einer Lamelle von 5 mm Dicke die gleiche Temperatur T_{HO} wie die Grenztemperatur T_{GR} zugewiesen. Eine schematische Darstellung der Modellannahmen erfolgt in Bild 4.6.

Der Intumescenzprozess und damit einhergehende energetische Effekte werden in diesem Ingenieurmodell nicht berücksichtigt.

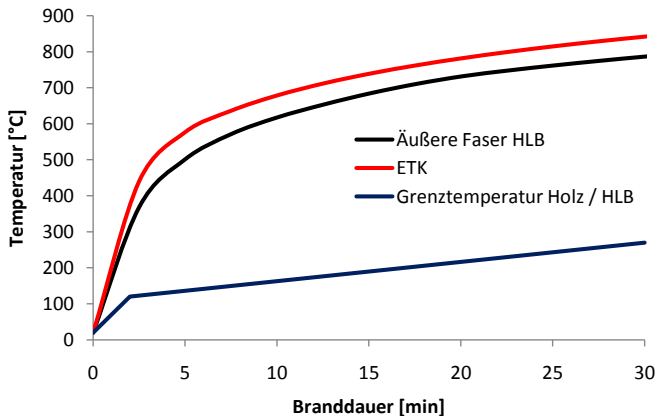


Bild 4.5 Temperaturverläufe im Brandraum, in der äußeren Faser der HLB und in der Grenzschicht zwischen Holz und HLB

Die Temperatur T_{HLB} innerhalb der Dämmschicht berechnet sich zu jedem Zeitpunkt und Ort zu:

$$T_{HLB}(x, t) = T_{HLB,0}(t) - x \cdot \frac{T_{HLB,0}(t) - T_{GR}(t)}{L} \quad (4.2)$$

Die Dicke L wird vereinfachend über die gesamte Branddauer konstant angenommen, was jedoch aufgrund der Annahme eines linearen Temperaturverlaufs in der Schaumstruktur keine Auswirkungen hat. Die Annahme des linearen Temperaturverlaufs wird wiederum durch das geringe Wärmespeichervermögen des Schaumes gerechtfertigt. Diese Vorgehensweise wird auch im Stahlbaubrandschutz bei leichten Bekleidungen praktiziert [Wi85].

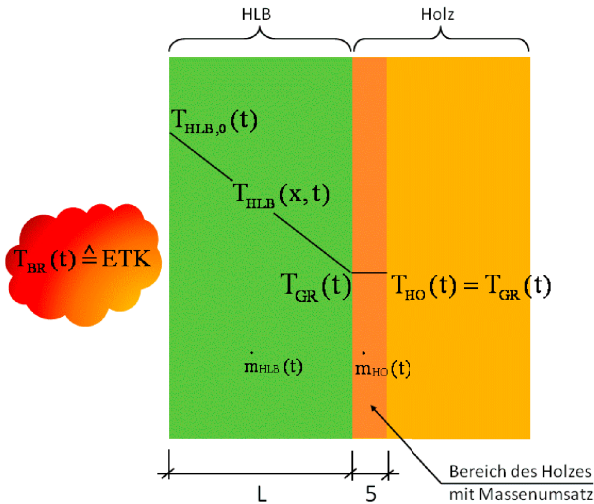


Bild 4.6 Schematische Darstellung der Modellannahmen

Nun ist es möglich, für jeden Zeitpunkt und Ort die temperaturabhängige bezogene Masse der HLB $M/M_0(T_{HLB}(x,t))$ und der erwärmten Holzlamelle $M/M_0(T_{Ho}(t))$ zu bestimmen.

Die Abbrandrate der HLB \dot{m}_{HLB} ergibt sich durch Differenzieren und anschließendes Multiplizieren mit der Beschichtungsmasse M_{HLB} zu:

$$\dot{m}_{HLB}(x,t) = \frac{dT}{dt} \frac{M}{M_0}(T_{HLB}(x,t)) \cdot M_{HLB} \quad (4.3)$$

Die Abbrandrate des Holzes \dot{m}_{HO} erhält man ebenfalls durch Differenzieren und anschließendes Multiplizieren mit der Holzmasse M_{HO} :

$$\dot{m}_{HO}(t) = \frac{dT}{dt} \frac{M}{M_0}(T_{Ho}(t)) \cdot M_{HO} \quad (4.4)$$

Im letzten Schritt ergibt sich die flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate \dot{q} durch Integration von Gleichung (4.3) über die Dicke L und Einsetzen in Gleichung (4.1):

$$\dot{q}(t) = - \int_0^L \dot{m}_{HLB}(x,t) dx \cdot H_{u,HLB} - \dot{m}_{HO}(t) \cdot H_{u,HO} \quad (4.5)$$

Die Verdampfungsenthalpie des Wassers, die sich mindernd auf die Energiefreisetzungsrate des Holzes auswirkt, bleibt auf der sicheren Seite liegend unberücksichtigt.

Bild 4.7 zeigt die Auswertung der Gleichung (4.5) unter der Annahme einer Beschichtungsmenge von $4,0 \text{ kg/m}^2$ und der Rohdichte des Holzes von 500 kg/m^3 . Es ist davon auszugehen, dass die Beschichtungsmenge im Realbauwerk eher unterschritten wird, sodass in diesem Modell ein oberer Grenzwert der Energiefreisetzungsrate bestimmt wird.

In den ersten beiden Brandminuten ändern sich die Temperaturen im Holz und in der HLB zeitlich sehr schnell, was wiederum zu einer hohen Abbrandrate \dot{m} und in logischer Konsequenz zu einer hohen Energiefreisetzungsrate \dot{q} führt. Dieser Effekt zeichnet sich auch im durchgeführten SBI-Versuch ab und ist charakteristisch für Baustoffprüfungen mit Messung der Energiefreisetzungsrate. Im weiteren Verlauf des Brandes stellt sich ab der 7. Brandminute mit rund 2 kW/m^2 ein weitgehend konstanter Verlauf der Energiefreisetzungsrate ein.

Für die Betrachtungen im nachfolgenden Abschnitt wird der genaue Verlauf der Energiefreisetzungsrate $\dot{q}(t)$ in eine mittlere Energiefreisetzungsrate $\dot{q}_{m,HLB}(t) = \text{const.}$ umgerechnet. Der Wert für $\dot{q}_{m,HLB}(t)$ beträgt $3,6 \text{ kW/m}^2$. Die umgesetzte, flächenbezogene Brandlast q ergibt sich damit bei einer 30-minütigen Branddauer zu rund $6,50 \text{ MJ/m}^2$. Die Versuche im Cone-Kalorimeter, vgl. Abschnitt 3.2.3.2, ergaben dagegen eine höhere mittlere Energiefreisetzungsrate $\dot{q}_{m,HLB}(t) = 5 \text{ kW/m}^2$. Das für das theoretische Modell unterstellte Raumbrandszenario und die Bedingungen im Cone-Kalorimeter sind jedoch nicht direkt vergleichbar. *White* und *Tran* [WT96] zeigen, dass sich im Cone-Kalorimeter mit einer konstanten Wärmestromdichte von 25 kW/m^2 eine Abbrandrate $\beta = 0,66 \text{ mm/min}$ bei Nadelholz einstellt. Diese Abbrandrate entspricht jener unter ETK-Bedingungen, vgl. Abschnitt 2.2.4. Hieraus lässt sich nun folgern, dass eine Wärmestromdichte von 25 kW/m^2 im Cone-Kalorimeter die ETK-Bedingungen widerspiegelt. In den eigenen Versuchen im Cone-Kalorimeter wurde jedoch eine deutlich höhere Wärmestromdichte mit 50 kW/m^2 eingestellt, sodass $\dot{q}_{m,HLB}(t)$ im Modell kleiner sein muss, als im Cone-Kalorimeter gemessen.

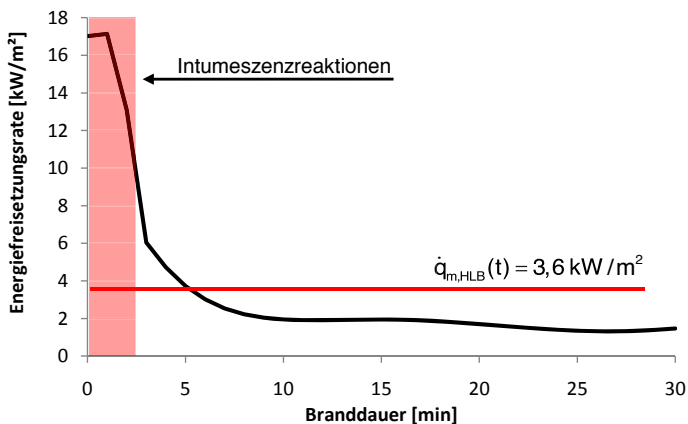


Bild 4.7 Verlauf der Energiefreisetzungsrate entsprechend dem Ingenieurmodell und Umrechnung in eine mittlere Wärmefreisetzungsrate

4.2.2.2 Auswirkungen auf den Verlauf des Vollbrandes

Im Folgenden wird aufgezeigt, inwiefern die im vorigen Abschnitt beschriebene Energiefreisetzungsrate und durch die HLB umgesetzte Brandlast Einfluss auf den tatsächlichen Brandverlauf

nehmen. Hierbei wird speziell auf die beiden Parameter Brandraumtemperatur und Branddauer eingegangen. In der Betrachtung werden Räume ohne immobile Brandlast (ideale nichtbrennbare Baustoffe) mit Räumen, deren Umfassungsbauteile beschichtet sind, verglichen. Diese Vorgehensweise führt insgesamt zur Identifikation der maximalen Brandbeeinflussung durch die Holzbauweise mit HLB.

In Bild 4.8 wird der Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei einem natürlichen Brand schematisch dargestellt. Die Brandausbreitungsphase bis zum Erreichen des Plateaus mit der maximalen Energiefreisetzungsrate zum Zeitpunkt t_1 ist unabhängig von der Brandlast Q . Wenn zum Zeitpunkt t_2 70 % von Q umgesetzt sind, beginnt die Abklingphase, die bei t_3 endet. Die Zusatzbrandlast der HLB beeinflusst damit die Zeitpunkte t_2 und t_3 proportional, während der Zeitpunkt t_1 annähernd konstant bleibt, da er nur von der Brandausbreitungsgeschwindigkeit abhängt. Diese wird im kommenden Vergleich jedoch nicht berücksichtigt, da die Brandlastarten und Ventilationsbedingungen unveränderlich bleiben.

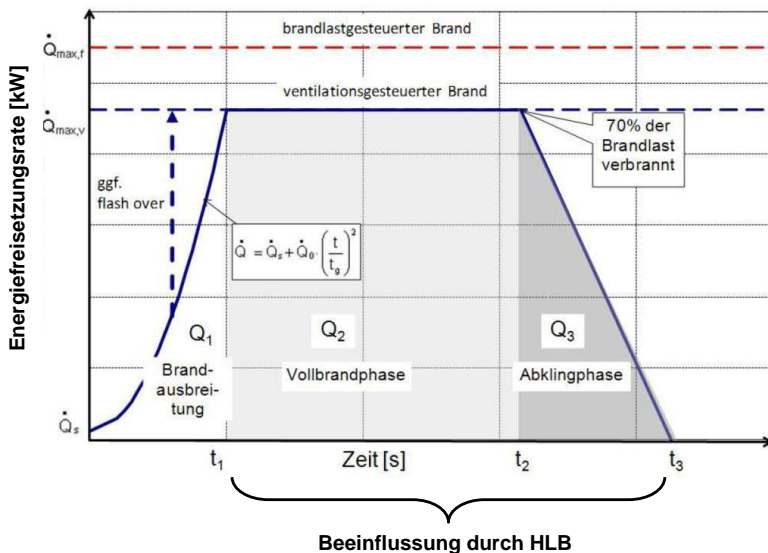


Bild 4.8 Schematischer Verlauf der Energiefreisetzungsrate für einen Naturbrand nach [Ho09]

In Tabelle 4.2 werden die auf die Grundfläche bezogenen Mittelwerte der mobilen Brandlast q_{mo} für verschiedene Nutzungen angegeben. Als Quelle dient der *vfdB-Leitfaden* [Ho09]. Die immobile Brandlast q_{im} ist bei der ideal nichtbrennbaren Bauweise gleich Null. Bei Verwendung der HLB auf Holzflächen ergibt sich aufgrund der Annahmen des vorhergehenden Abschnittes eine immobile Brandlast $q_{im} = 20 \text{ MJ/m}^2$. Dabei wird ferner unterstellt, dass die beschichteten Flächen das Dreifache der Grundfläche betragen. Der in der Tabelle angegebene Faktor k_d ist ein Maß für die Verlängerung der Zeitspanne t_3 entsprechend Bild 4.8.

Bei Nutzungen mit relativ hoher Brandlast wie Wohnräumen, Büchereien oder Büroräumen erhöht sich die Branddauer durch die HLB nur sehr wenig bis maximal 5 %. Bei Nutzungen mit sehr geringen Brandlasten wie Krankenzimmer oder Hörsälen schlägt die Zusatzbrandlast der HLB stärker durch. In einem Hörsaal wird die Branddauer rund 14 % länger sein. Wobei in diesem Fall die Annahme, dass das Dreifache der Grundfläche beschichtet wird, sicherlich sehr konservativ ist.

Tabelle 4.2 Erhöhung der Branddauer bei Verwendung beschichteter Holzbauteile im Vergleich zu ideal nichtbrennbaren Bauweisen bei unterschiedlichen Nutzungen; Bezugsbranddauer 30 Minuten ETK; Mittelwerte der mobilen Brandlasten nach [Ho09]

Nutzung	Mobile Brandlast Mittelwert [MJ/m ²]	Immobilie Brandlast [MJ/m ²]		k _d Faktor Branddauer [-]
		ohne HLB	mit HLB	
		Wohnraum	780	0
Büroraum	420	0	20	1,05
Krankenzimmer	230	0	20	1,09
Klassenraum	285	0	20	1,07
Hörsaal	140	0	20	1,14
Bücherei	1500	0	20	1,01

Mit der Erhöhung der Energiefreisetzungsrate \dot{q} geht die Erhöhung der Brandraumtemperatur einher. Entsprechend den Angaben in [MQH81] und [DLT09] ist der Zusammenhang unterproportional. Der Exponent $n = 2/3$ beschreibt die Abhängigkeit mit ausreichender Genauigkeit und ist auch von den parametrischen Temperaturzeitkurven des iBBM her bekannt [Ze04, DIN EN 1991-1-2/NA]. Die Brandraumtemperatur mit beschichteten Holzbauteilen $T_{BR,HLB}(t)$ zum Zeitpunkt t berechnet sich dann ausgehend von der Brandraumtemperatur ohne immobile Brandlast $T_{BR,0}(t)$ entsprechend Gleichungen (4.6) und (4.7). Für die Berechnung des Faktors k_T zur Beschreibung der Temperaturerhöhung wird ferner eine annähernd gleiche thermische Eindringzahl b [$J/(m^2 \cdot \sqrt{s} \cdot K)$] für die Bauweise mit brandschutztechnisch wirksamer Bekleidung und HLB unterstellt.

$$k_T = \left(\frac{\dot{q}_{mit\ HLB}}{\dot{q}_{ohne\ HLB}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (4.6)$$

$$T_{BR,HLB}(t) = T_{BR,0}(t) \cdot k_T \quad (4.7)$$

Tabelle 4.3 zeigt die Energiefreisetzungsrate \dot{q}_{mq} der mobilen Brandlasten bei verschiedenen Nutzungen [Ho09]. Die Energiefreisetzungsrate $\dot{q}_{m,HLB}$ der HLB wird, wiederum unter der Annahme, dass die beschichtete Fläche das Dreifache der Grundfläche beträgt, zu 11 kW/m² gesetzt. Der Faktor k_T zeigt die Größenordnungen der Temperaturerhöhungen. Es wurde bereits mehrfach erwähnt, dass an Außenecken eine verfrühte Entzündung möglich ist, sofern diese

4 Erfüllung der Schutzziele

nicht durch konstruktive Maßnahmen verhindert wird. Das im vorhergehenden Abschnitt entwickelte Ingenieurmodell geht von einer relativ dicken Pyrolysezone des Holzes (5 mm) aus, sodass die aus dem Eckabbrand resultierende erhöhte Energiefreisetzung ausreichend Berücksichtigung findet.

Tabelle 4.3 Erhöhung der Brandraumtemperatur bei Verwendung beschichteter Holzbauteile im Vergleich zu ideal nichtbrennbaren Bauweisen bei unterschiedlichen Nutzungen; Bezugsbranddauer 30 Minuten ETK; Mittelwerte der mobilen Brandlasten nach [Ho09]

Nutzung	Wärmefreisetzung aus mobiler Brandlast [kW/m ²]	Wärmefreisetzung aus HLB [kW/m ²]	k _T Faktor Temperaturerhöhung [-]
Wohnraum	250	11	1,03
Büroraum	250	11	1,03
Krankenzimmer	250	11	1,03
Klassenraum	150	11	1,05
Hörsaal	130	11	1,06
Bücherei	200	11	1,04

Der Temperaturanstieg ist bei den Nutzungen mit geringer Energiefreisetzung \dot{q}_{mo} erwartungsgemäß am größten. Bei einem Hörsaal ist von einer Erhöhung von 6 % auszugehen, sodass die Auswirkung der HLB auf die Brandraumtemperatur beim Vergleich mit nichtbrennbaren Umfassungsbauteilen insgesamt gering ist.

4.2.3 Feuerwiderstandsdauer und Hohlraumbrände

In den Kapiteln 5, 6 und 7 wird ein Bemessungsverfahren samt Sicherheitskonzept für Tragglieder mit HLB entwickelt. Dieses ermöglicht die Quantifizierung des Sicherheitsniveaus für das R-Kriterium.

In Kapitel 8 werden detaillierte Hinweise zur Konstruktion beschichteter Bauteile gegeben, wodurch die Rauchweiterleitung behindert und Hohlraumbrände, z. B. infolge von Installationen, vermieden werden können.

4.2.4 Zusammenfassug

Die Ausführungen der vorhergehenden Abschnitte verdeutlichen, dass die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung hinsichtlich der Schutzzielbefriedigung durch die HLB ersetzt werden kann, wenngleich die Anforderungen der aktuellen Klassifizierungsnormen nicht vollumfänglich umsetzbar sind.

Die HLB erfüllt das Schutzziel der Verhinderung der Brandweiterleitung wie die brandschutztechnisch wirksame Bekleidung als A2-Baustoff, obwohl die Verbrennungswärme der HLB eine Klassifizierung höher als Euroklasse B nach DIN EN 13501-1 nicht zulässt. Der Vergleich von

Ergebnissen des SBI-Versuchs zeigt, dass eine Bekleidung aus gipsgebundenen Platten mit Tapete dieselben Brandeigenschaften aufweist wie beschichtete Holzbauteile, da diese definitionsgemäß nicht auch noch zusätzlich tapeziert werden.

Die Verbrennungswärme und Wärmefreisetzungsrate der HLB wirken sich im Vollbrandgeschehen nur geringfügig auf die Branddauer und die Brandraumtemperatur aus, sofern der Entzündungsschutz so lange gewährleistet ist, wie die mobilen Brandlasten umgesetzt werden. Nach Verlust des Entzündungsschutzes wird die Brandraumtemperatur schlagartig ansteigen, da die gesamte Holzkonstruktion verbrennt. Hier besteht jedoch zur brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung kein Unterschied, wenn diese für die gleiche Dauer bemessen wird.

4.3 Entwicklung eines Temperaturkriteriums für die Zulassungsprüfung

Die Ausführungen zur Entzündungstemperatur von Holz, vgl. Abschnitt 2.2.3, verdeutlichen die in der Literatur zum Teil sehr unterschiedlich angegebenen Werte. Dieses liegt in der Regel an den stark divergierenden Versuchsbedingungen der verschiedenen Autoren. Die meisten Veröffentlichungen beziehen sich auf blankes Holz mit einer Entzündung unter Flammenbildung. Im Rahmen dieser Arbeit ist jedoch die Entzündung ohne offene Flamme, der sogenannte Glutbrand, von Bedeutung. Im englischsprachigen Raum spricht man auch von „glowing ignition“. Gemäß Kapitel 7 des *Ignition Handbook* [Ba03] wurden für den Glutbrand bisher kaum belastbare Modelle entwickelt.

Die Erfordernis eigener Versuche wird noch einmal ergänzend an einem Widerspruch in der Literatur zur Entzündung unter Flammenbildung untermauert. Entsprechend Bild 2.3 [KM94] nimmt die Entzündungstemperatur mit der Dauer der Einwirkung ab. *Li* und *Drysdale* [LD92] postulieren eine Abnahme der Entzündungstemperatur mit steigender Wärmestromdichte. Sie führten ihre Untersuchungen an den Holzarten Mahagoni und White Pine durch (Bild 4.9). Eine höhere Wärmestromdichte führt zu einer schnelleren Erwärmung der äußeren Faser. Wenn nun also die Entzündungstemperatur sinkt, muss folgerichtig der Zündzeitpunkt entsprechend deutlich früher sein. Dieses widerspricht wiederum der Feststellung entsprechend Bild 2.3, wonach nicht kürzere, sondern längere Erwärmungszeiten die Entzündungstemperatur herabsetzen. Da unterstellt werden kann, dass beide Untersuchungen innerhalb ihrer speziellen Grenzen korrekte Ergebnisse lieferten, muss die Entzündungstemperatur ein Resultat aus der einwirkenden Wärmestromdichte, der Einwirkungsdauer und den Ventilationsbedingungen sein. Eine Änderung der Randbedingungen kann zum „Kippen“ des Systems führen.

Die eigenen Versuche unter Glutbrandbedingungen zur Klärung der Lücken in der Literatur werden im nachfolgenden Abschnitt interpretiert und führen letztlich zu einer Erweiterung des bisher bekannten Temperaturkriteriums nach DIN EN 13501-2.

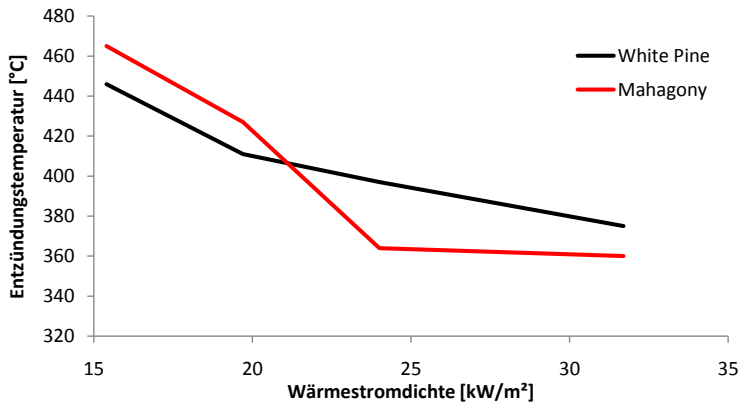


Bild 4.9 Entzündungstemperatur von „White Pine“ und „Mahogany“ in Abhängigkeit von der einwirkenden Wärmestromdichte [LD92], entnommen aus [Ba03]

4.3.1 Entzündungstemperatur unter Glutbrandbedingungen

Die eigenen Versuche mit Fichtenholz im Cone-Kalorimeter, vgl. Abschnitt 3.2.1.1, wurden mit einer Mineralwollabdeckung durchgeführt, um die physikalische Wirkung der Beschichtung möglichst statistisch reproduzierbar zu simulieren. Die Heizertemperaturen wurden dabei so gewählt, dass sich die Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Dämmung und Holz ähnlich wie bei den Realbrandversuchen mit HLB einstellten. In Anhang A1 werden die Temperaturmessungen in der Grenzschicht und die Aufheizgeschwindigkeit v als Differenzenquotient $v = \Delta T / \Delta t$ der Temperaturdifferenz ΔT und des Messintervalls Δt dargestellt. Weiterhin sind dort die HeizerEinstellungen der insgesamt 8 Gruppen von Versuchen mit gleichen Grundeinstellungen angegeben. Insgesamt wurden über 40 Versuche durchgeführt.

Der Zündzeitpunkt t_{ig} und die Entzündungstemperatur T_{ig} des Holzes wurden jeweils aus dem Datensatz herausgelesen, wenn die Aufheizgeschwindigkeit v einen Wert von 20 k/min aufwies (Bild 4.10). Teilweise wurden die Versuche mit mehreren Heizerstufen gefahren. In solchen Fällen ist jeweils der letzte Zeitpunkt als Zündzeitpunkt anzunehmen, an dem eine Aufheizgeschwindigkeit von 20 K/min registriert wurde.

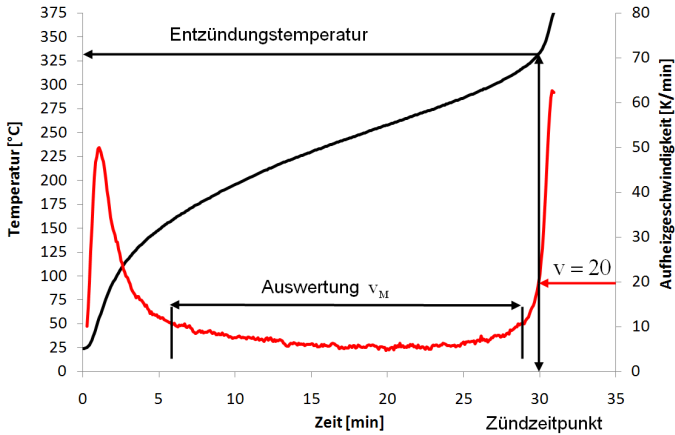


Bild 4.10 Versuche im Cone-Kalorimeter zur Untersuchung der Entzündungstemperatur abgedeckter Proben: Darstellung des Auswertverfahrens

Im nächsten Schritt wird die Entzündungstemperatur über der mittleren Aufheizgeschwindigkeit v_M aufgetragen (Bild 4.11). Die Entzündungstemperaturen unterliegen großen Streuungen. Der Trend, wonach mit dem Anstieg der mittleren Aufheizgeschwindigkeit die Entzündungstemperatur sinkt, ist jedoch unverkennbar. Aufgrund der großen Streuungen ist das Bestimmtheitsmaß der Trendlinie indes sehr gering. Im Bild wurde zum Vergleich die kritische Temperatur $T_{krit.}$ von 270 °C nach DIN EN 14135 bzw. DIN EN 13501-2 aufgetragen. Immerhin 6 der 41 gemessenen Werte unterschreiten die 270 °C leicht, davon 4 in einem Bereich mit Aufheizgeschwindigkeiten, die für den Entzündungsschutz von 15 bis 60 Minuten relevant sind. Zwei dieser 4 Messungen entspringen der Gruppe 3, vgl. Anhang A1, bei denen nach 10 Minuten die Heizertemperatur schlagartig von 500 °C auf 600 °C erhöht wurde. In dieser Gruppe 3 ergab sich eine mittlere Entzündungstemperatur von 286 °C, während in der Gruppe 1 mit vergleichbaren mittleren Aufheizgeschwindigkeiten, ohne starken Impuls, eine mittlere Entzündungstemperatur von 319 °C gemessen wurde.

Die Untersuchungen bestätigen die Ergebnisse der Literaturrecherche, wonach die Entzündungstemperatur des Holzes von der Aufheizgeschwindigkeit beeinflusst wird. Für eine exakte Quantifizierung reichen die durchgeführten Versuche jedoch noch nicht aus, da die stochastischen Streuungen sehr groß sind. Weiterhin wurde ein Indiz für das Absinken der Entzündungstemperatur gefunden, sofern das Holz impulsartigen Steigerungen der Aufheizgeschwindigkeit ausgesetzt wird. Bei Systemen mit HLB könnte sich dieses bemerkbar machen, wenn Teile der Beschichtung abfallen, wenngleich auch sofort Schaum nachgebildet wird.

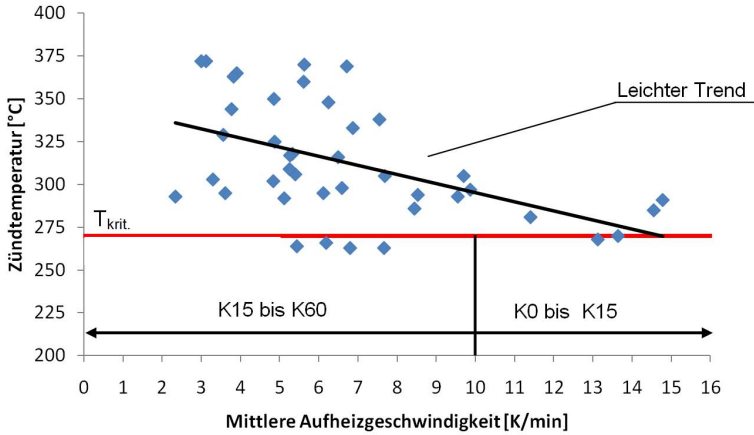


Bild 4.11 Versuche im Cone-Kalorimeter zur Untersuchung der Entzündungstemperatur abgedeckter Proben: Darstellung der Entzündungstemperatur über der mittleren Aufheizgeschwindigkeit

Um eine Erklärung für den erkannten Trend zu finden, werden die Temperaturmessungen innerhalb des Querschnittes dahin gehend ausgewertet, dass zunächst die gespeicherte Energie innerhalb einzelner Fasern bestimmt wird. Dafür ist eine Funktion der volumetrischen Enthalpie ΔH des Fichtenholzes ausgehend von der Raumtemperatur $T_1=20^\circ\text{C}$ zu bestimmen (Bild 4.12).

$$\Delta H = \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \cdot c_p(T) dT \quad (4.8)$$

Werte der temperaturabhängigen Dichte $\rho(T)$ und spezifischen Wärmekapazität $c_p(T)$ werden DIN EN 1995-1-2 entnommen.

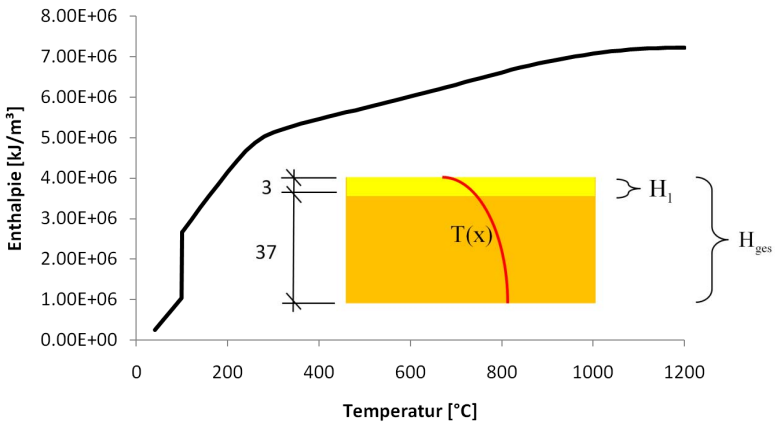


Bild 4.12 Enthalpie ΔH von Fichtenholz bei einer Holzfeuchte von 10 % und einer Ausgangstemperatur von 20°C und Darstellung der ausgewerteten Volumina

Im weiteren Verlauf der Auswertung werden zu jedem gemessenen Zeitpunkt jeweils die Energie H_1 in dem Heizer zugewandten Kontrollvolumen mit 3 mm Dicke und die Energie der gesamten Probe H_{ges} berechnet. Diese Energien werden dann ins Verhältnis H_1/H_{ges} gesetzt und in Bild 4.13 über der Zeit aufgetragen. Die Auswertung erfolgt für die Versuche mit den Heizereinstellungen der Gruppen 1 bis 3 entsprechend Anhang A1. Die Mittelwerte der Entzündungstemperatur $T_{ig,M}$ und die mittlere Aufheizgeschwindigkeit v_M der einzelnen Gruppen werden in Bild 4.13 zur besseren Übersicht farblich zusammengefasst. Charakteristisch ist für alle Kurvenverläufe, dass mit Versuchsbeginn im Verhältnis deutlich mehr Energie in der äußeren Faser als im weiteren Zeitverlauf gespeichert wird. Dieses liegt an der plötzlich aufgebrachten äußeren Temperatureinwirkung und dem aufgrund der geringen Temperaturleitfähigkeit des Holzes verhinderten zügigen Abfließen der Wärmeenergie in den tieferen Probenbereich. Für die Zeitspannen nach dem Erwärmungsbeginn bis zur Entzündung wird ein leichter Trend erkennbar. Bei höheren Aufwärmgeschwindigkeiten wird im Verhältnis mehr Energie in der äußeren Faser gespeichert. Die Wärme staut sich auf.

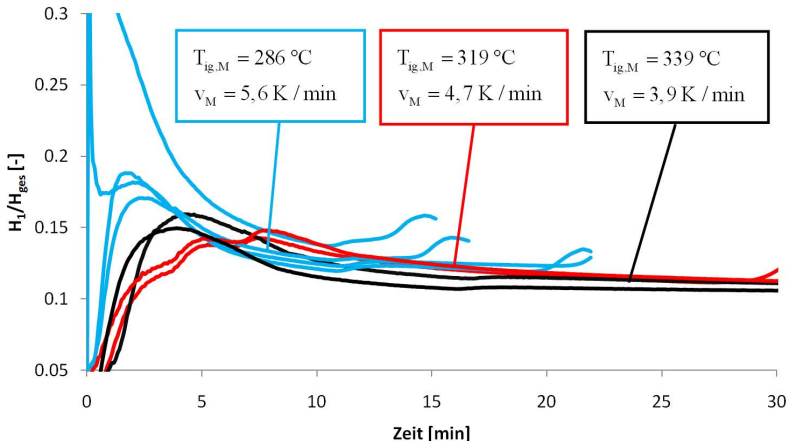


Bild 4.13 Versuche im Cone-Kalorimeter zur Untersuchung der Entzündungstemperatur abgedeckter Proben: Verhältnis H_1/H_{ges} der Energie im Kontrollvolumen zur Gesamtenergie des Probekörpers

Die Pyrolysegeschwindigkeit k lässt sich mit dem allgemein bekannten Arrheniusgesetz beschreiben [Bo06, KTWK93]:

$$k = A \cdot e^{-\frac{E_a}{R \cdot T}} \quad (4.9)$$

Bei der Pyrolyse von Holz werden flüchtige Stoffe, die Pyrolysegase, und nichtflüchtige Stoffe, die Kohle bzw. Asche, gebildet. Die Pyrolysegeschwindigkeit ist neben dem Frequenzfaktor A von der absoluten Temperatur T und der Aktivierungsenergie E_a abhängig. Entsprechend Gleichung (4.9) setzt die Entzündung des Holzes früher ein, wenn entweder die Energie H des Holzes über die Aktivierungsenergie E_a anwächst oder die absolute Temperatur T ansteigt. Nun

liegt die Vermutung nahe, dass das mit dem Wärmestau einhergehende erhöhte Energieniveau in den äußeren Fasern zu einem früheren Erreichen der Aktivierungsenergie E_a führt. Aufgrund des höheren Energieniveaus ist eine geringere Temperatur für die Pyrolyse erforderlich und die messbare Entzündungstemperatur sinkt.

In der Literatur werden ergänzend zum Arrheniusgesetz entsprechend Gleichung (4.9) Ansätze beschrieben, um die Aufheizgeschwindigkeit bei der Quantifizierung der Pyrolyseprodukte rechnerisch zu berücksichtigen. *Hüttinger* [Hü70] beschreibt die Kinetik thermischer Zerfallsreaktionen unter nichtisothermen Bedingungen mit linearen Aufheizgeschwindigkeiten. Demnach kann die Bildung der relativen integralen Gasmenge m bei Zerfallsreaktionen erster Ordnung⁷ mit Gleichung (4.10) beschrieben werden:

$$m = 1 - \exp\left(-\frac{A}{v} \cdot \frac{RT^2}{E_a} \cdot e^{-E/RT}\right) \quad (4.10)$$

Eine Veranschaulichung der Gleichung (4.10) erfolgt für verschiedene Aufheizgeschwindigkeiten in Bild 4.14. Die kinetischen Faktoren E_a und A wurden auf Basis der umfangreichen Literaturangaben in [Bo06] abgeschätzt. Zu Beginn der Pyrolysereaktionen ist noch kein Pyrolysegas entstanden, die relative, integrale Gasmenge ist daher $m = 1$. Am Ende der Reaktionen, wenn alle Feststoffe umgesetzt worden sind, ist $m = 0$. Je größer die Aufheizgeschwindigkeit ist, umso weniger Pyrolysegas wird bei einer bestimmten Temperaturstufe gebildet und umso größer ist daher der Wert für m . Im Bild sind die Kurven mit steigender Aufheizgeschwindigkeit nach rechts verschoben. *Hüttinger* [Hü70] begründet diesen Effekt damit, dass bei einer geringeren Aufheizgeschwindigkeit die mittlere Verweildauer pro Temperaturstufe größer ist und folglich auch mehr Gas gebildet werden kann.

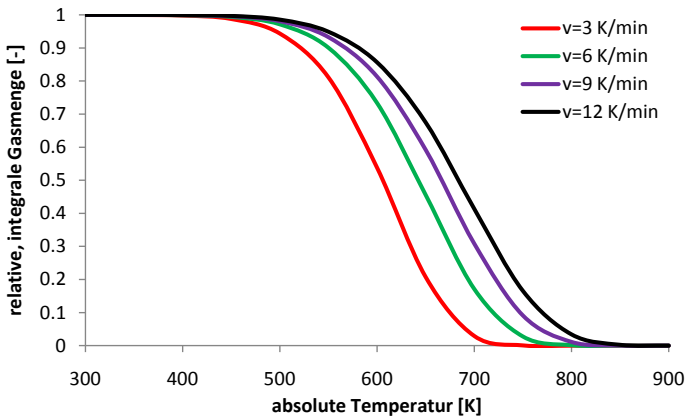


Bild 4.14 Relative, integrale Gasmenge bei Zerfallsreaktionen in Abhängigkeit von der Aufheizgeschwindigkeit, $E_a = 0,5 \text{ E}+05 \text{ J/mol}$, $A = 700 \text{ 1/s}$

⁷ Die Verbrennungsreaktion ist im Wesentlichen eine Reaktion erster Ordnung.

Davon ausgehend, dass für die Entzündung des Holzes eine genügend große Konzentration an Pyrolysegasen vorliegen muss, würden geringere Aufheizraten schon bei niedrigeren Temperaturen zur Bereitstellung der ausreichenden Gasmenge führen. Der erforschte Trend der Absenkung der Entzündungstemperatur bei höheren Aufheizgeschwindigkeiten steht klar im Widerspruch hierzu.

Bei der Diskussion zur Bildung der Pyrolysegase ist jedoch zu bedenken, dass die in den Versuchen angebrachte Mineralwolle ein poröses System ist. Der Schaum wird prinzipiell als geschlossen-poriges System betrachtet, aufgrund der geringen Wanddicken ist jedoch mit einem geringem Diffusionswiderstand zu rechnen. Die Pyrolysegase können also relativ leicht von der Holzoberfläche entweichen, sodass sich unter Umständen keine ausreichende Konzentration aufbauen kann. Bei langsamen Aufheizgeschwindigkeiten bildet sich zwar eine größere integrale Gasmenge, der Zeitraum, bis die ausreichende Konzentration vorliegt, ist aufgrund des gleichzeitig stattfindenden Abmagerungsprozesses der Gaskonzentration sehr lang. Höhere Aufheizgeschwindigkeiten führen dagegen zu einer geringeren integralen Gasbildung an sich, der Zeitraum, bis die ausreichende Konzentration vorliegt, ist aber kürzer und somit die Temperatur im System noch geringer, weil der Abmagerungseffekt nicht so stark durchschlägt. Aufgrund des beschriebenen Wärmestaus ist ein größeres Holzvolumen an der Gasbildung beteiligt, wodurch sich die Gaskonzentration wiederum schneller erhöht. Für die Manifestierung einer belastbaren Theorie wäre eine Reihe zusätzlicher Untersuchungen erforderlich, die auch den Abmagerungsprozess der gebildeten Pyrolysegase wegen der Durchlässigkeit der Beschichtung berücksichtigen. Im Rahmen dieser Arbeit konnte der Aufwand nicht betrieben werden.

4.3.2 Erweiterung des Temperaturkriteriums nach DIN EN 13501-2

Das Prüfkriterium der Klassifizierungsnorm DIN EN 13501-2 in Verbindung mit der Prüfnorm DIN EN 14135 besagt, dass im Mittel alle Temperaturmessstellen im Klassifizierungszeitraum um 250 K wärmer werden dürfen. Eine einzelne Messstelle darf um 270 K erwärmt werden. Unter der Annahme, dass ein gewisser Sicherheitsabstand zur Entzündungstemperatur vorhanden sein soll, unterstellt das Normenwerk eine Entzündungstemperatur für Holzwerkstoffe von 300 °C.

Die Ausführungen der beiden vorhergehenden Abschnitte verdeutlichen, dass die Festlegung einer festen Entzündungstemperatur physikalisch nicht korrekt ist, da es sich nicht um eine Materialkonstante handelt. Man kann vielmehr nur eine Grenztemperatur definieren, bei deren Unterschreitung eine Entzündung mit an Sicherheit grenzender Wahrscheinlichkeit vermieden wird.

Die eigenen Versuchsergebnisse im Baustoff- und im Bauteilbereich haben gezeigt, dass kurze Dauern des Entzündungsschutzes gegebenenfalls zu geringeren Grenztemperaturen führen können, als in der Norm definiert. Die Normwerte sind für die bis heute etablierten Anwendungen völlig ausreichend [HDZ00]. Daher wird empfohlen, diese Normwerte beizubehalten. Vielmehr ist es sinnvoll, ein absicherndes Kriterium einzuführen. Neben den Temperaturverläufen sollte die

4 Erfüllung der Schutzziele

zeitliche Änderung, also die Aufheizgeschwindigkeit v ausgewertet werden. Wenn v schlagartig anwächst, ist mit dem Entzünden des Holzes zu rechnen.

In der praktischen Anwendung würde die Entzündung zu dem frühesten Zeitpunkt angenommen, bei dem entweder die oben beschriebenen Grenztemperaturen erreicht sind oder aber die Aufheizgeschwindigkeit $v = 15 \text{ K/min}$ beträgt. Bei der nachträglichen Auswertung der Versuchsergebnisse von [INO09] und der Zusatzversuche dieser Arbeit hat sich der Grenzwert von 15 K/min als praxistgerecht herausgestellt. Der Grenzwert wird auf das Mittel aller Temperaturmessstellen angewandt. In Bild 4.15 wird die Auswertung beispielhaft für 2 Versuche gezeigt. Die HLB in Versuch 1 hatte eine relativ hohe Brandleistung und nach 40 Minuten ist sowohl die mittlere Grenztemperatur als auch der Grenzwert der Aufheizgeschwindigkeit erreicht. Die HLB des zweiten Versuchs erreicht die Grenztemperatur nach 16 Minuten, die kritische Aufheizgeschwindigkeit dagegen bereits nach 13,5 Minuten. Zu diesem Zeitpunkt beträgt die mittlere Temperatur rund 240 °C , also deutlich weniger als das Normkriterium.

Da nach Erreichen der Entzündungstemperatur der weitere Temperaturgradient naturgemäß sehr steil verläuft, wird es im Regelfall nur einen geringen Unterschied machen, welches Kriterium zuerst greift, im gezeigten Beispiel sind es 2,5 Minuten.

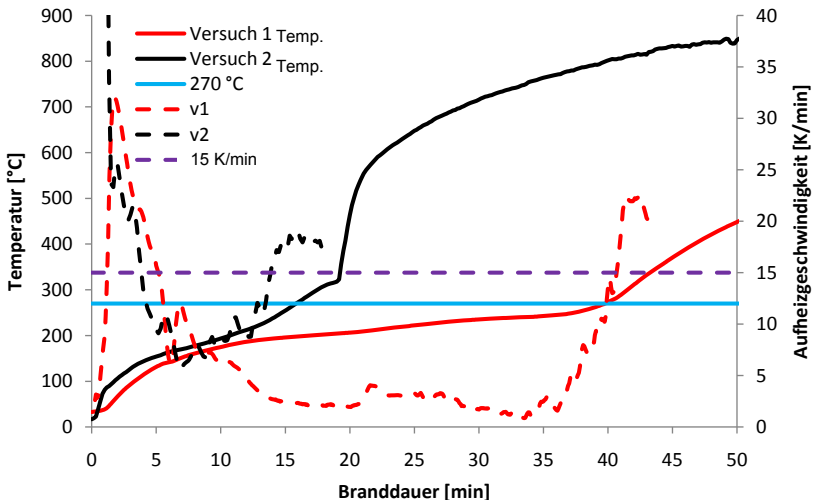


Bild 4.15 Auswertung zweier Versuche entsprechend dem erweiterten Temperaturkriterium

4.4 Zulassungsprüfungen

Die wesentliche Neuerung dieser Arbeit ist der Entzündungsschutz von Holzbauteilen mittels Beschichtungssystemen. Entsprechende Zulassungsprüfungen sind in der Praxis bisher nicht durchgeführt worden, weil keine vergleichbaren Produkte wie die HLB verfügbar waren. Im Folgenden werden sowohl das übergeordnete Prüfkonzept als auch die Besonderheiten für die Zulassungsprüfungen im Zusammenhang mit dem Entzündungsschutz herausgestellt. Die Prüfungen des Feuerwiderstandes sind allgemein bekannt und werden in dieser Arbeit nicht thematisiert, können jedoch dem ausführlichen Forschungsbericht [INO09] entnommen werden.

4.4.1 Allgemeines Prüfkonzept

Die Prüfverfahren können in zwei Blöcke aufgeteilt werden. Zum einen sind dies die Grundprüfungen und zum anderen die Prüfungen des Verhaltens der HLB unter Umwelteinflüssen. Letztere sind insbesondere in die Thematik Dauerhaftigkeit einzuordnen. Einen Überblick über alle Anwendungsbereiche findet man in [INO09] und [Kr10].

Bild 4.16 stellt das Schema der Zulassungsprüfungen dar. Eine Reihe von allgemeinen Grundprüfungen ist unabhängig vom zu erschließenden Anwendungsbereich immer durchzuführen. Diese allgemeinen Grundprüfungen erschließen die chemischen und physikalischen Grundeigenschaften des zuzulassenden Produkts und beinhalten auch Standardverfahren, die eine Beurteilung der Brandschutzleistung im Labormaßstab ermöglichen. Daneben existieren die speziellen Grundprüfungen, welche auf den jeweiligen Anwendungsbereich zugeschnitten und daher im Einzelfall auszuwählen sind. Spezielle Grundprüfungen sind vom Labormaßstab hin zu Großversuchen im Realmaßstab skaliert. Aus den allgemeinen und speziellen Grundprüfungen ergeben sich sog. Nullproben, die eine Charakterisierung der HLB im Herstellzustand ermöglichen.

In einem weiteren Block werden Proben Umwelteinflüssen ausgesetzt, z. B. der Außenbewitterung. In diesem Block wird nur das Verhalten der Beschichtung an sich überprüft, ohne die Brandleistung einzubeziehen.

Im letzten Prüfungsblock werden Probekörper, deren Reaktion auf die Umwelteinflüsse überprüft wurde, wieder einer Reihe von Grundprüfungen unterzogen. Sie betreffen in der Regel nur die Brandleistung und nicht noch einmal alle allgemeinen Grundeigenschaften der Beschichtung. Von den speziellen Grundprüfungen werden ebenfalls nicht alle für den Anwendungsbereich relevanten Versuche durchgeführt. Anstelle kostspieliger Großversuche werden geeignete Kleinbrandversuche und/oder Laborversuche durchgeführt. Wesentliche Erkenntnis der nachgeschalteten Grundprüfungen muss sein, dass das Produkt die brandschutztechnischen Eigenschaften unter Umwelteinflüssen, beispielsweise bei Außenbewitterung oder chemischem Angriff mit Haushaltschemikalien, nicht verliert oder zumindest über einen genügend langen Zeitraum beibehält.

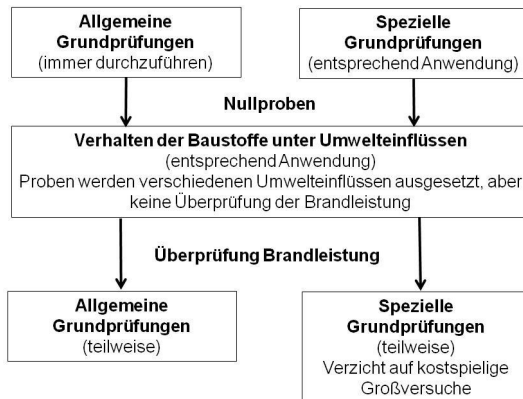


Bild 4.16 Schema der Zulassungsprüfungen [INO09]

Beim allgemeinen Prüfkonzept handelt sich um ein Baukastensystem, welches sämtliche Anwendungsbereiche durch die Zulassungsgrundsätze abdeckt, wobei aber der Prüfplan jeweils für das spezielle Produkt zu erstellen ist. Wenn es der chemischen Entwicklung gelänge, ein Produkt zu entwickeln, das ohne Modifikationen mehrere Anwendungsbereiche abdecken kann, wäre eine gemeinsame Zulassung für diese Anwendungen erstrebenswert.

4.4.2 Entzündungsschutz

Die Prüfung des Kapselkriteriums bzw. Entzündungsschutzes war eine wesentliche Problemstellung innerhalb des Projekts [INO09], da derartige Brandschutzfunktionen gegenwärtig nur mit Plattenwerkstoffen realisiert werden, die silikatisch- bzw. gipsgebunden sind. In den kommenden Unterabschnitten werden die Besonderheiten bei der Prüfung der HLB gegenüber den bereits etablierten Plattenwerkstoffen erläutert.

4.4.2.1 Trägerplatte

Entsprechend DIN EN 14135 werden Brandschutzbekleidungen auf einer Norm-Trägerplatte aus Spanplatte mit einer Dicke von 19 ± 2 mm geprüft. Bei Normalklima muss die Platte eine Dichte von 680 ± 50 kg/m³ aufweisen. HLB sind sinnvollerweise auf einem Substrat zu testen, welches dem Anwendungsbereich des Produktes entspricht. Die Norm-Trägerplatte kann folglich nicht ohne Weiteres als Standard eingesetzt werden. Zugrunde liegende Eigenschaften sind Haftvermögen und Saugverhalten der Trägerplatte.

Die Oberflächengüte der Trägerplatte hat Einfluss auf das Haftungsvermögen der HLB. Insbesondere bei senkrecht gelagerten Bauteilen muss das Abrutschen der Beschichtung verhindert werden. Die Bauteilprüfungen sollten an verschiedenen Holzfamilien durchgeführt werden, wobei auch das Schlibbild (Körnung des Schleifpapiers) zu dokumentieren ist. Hölzer, von denen bekannt ist, dass sie über ähnliche Oberflächeneigenschaften verfügen, müssen dann nicht mehr im Einzelfall getestet werden.

Weiterhin unterscheiden sich die Holzwerkstoffe in ihrem Saugverhalten. Eine Spanplatte mit sehr hoher Rohdichte ist in der Porenstruktur weitaus geschlossener als zum Beispiel eine Sperrholzplatte mit Nadelholzdeckschicht. Eine offenere Porenstruktur führt dazu, dass mehr Beschichtungsmaterial nach dem Auftragen aufgesaugt wird und dann nicht für den Intumeszenzvorgang zur Verfügung steht. Die Holzstruktur und die effektive Schichtdicke stehen in einem funktionellen Zusammenhang. Und im nächsten Schritt stehen wiederum auch Schichtdicke und Brandleistung des Beschichtungssystems in einem funktionellen Zusammenhang.

4.4.2.2 Einbausituationen

Bekleidungen werden entsprechend DIN EN 14135 an Deckenbauteilen geprüft, wobei die Gesamtfläche $6,0 \text{ m}^2$ betragen muss bei einer Mindestlänge einer Seite von $2,4 \text{ m}$. Bei Beplanungen wird davon ausgegangen, dass eine Prüfung an Deckenbauteilen auf Wandbauteile direkt übertragbar ist, sofern die Verbindungsmittel zwischen tragender Konstruktion und Beplanung fachgerecht eingebaut werden.

In vielen Einzelversuchen stellte sich heraus, dass die HLB bei vertikaler Anordnung zum Abrutschen neigt. Dieser Umstand kann an Deckenbauteilen nicht mit ausreichender Sicherheit überprüft werden. Denn zähflüssige Medien verhalten sich unter Schubbeanspruchung anders als unter Normalbeanspruchung. HLB in vertikaler Anordnung sind aufgrund der beschriebenen Umstände grundsätzlich einbaugerecht zu prüfen.

In Versuchen konnte gezeigt werden, dass eine besondere Anschlussproblematik im Bereich der Kontaktfuge zwischen Ofenwandung und beschichtetem Bauteil vorliegt. Hier entfaltet der schützende Schaum nicht seine volle Wirkung und die Trägerplatte wird eher verkohlt als die übrigen Bereiche, vgl. Abschnitt 3.5.4. Diese Randbereiche sind bei der Prüfung besonders zu schützen. Im realen Bauwerk sind die entsprechenden Schutzvorkehrungen dann ebenfalls auszuführen, wenn ein beschichtetes Bauteil über Eck mit einem nicht beschichteten Bauteil zusammentrifft.

4.4.2.3 Durchführung

Im Grundsatz kann die Prüfung entsprechend den Vorgaben der DIN EN 14135 durchgeführt werden. Die dort beschriebene Vorgehensweise für den Anwendungsfall Deckenbauteil kann direkt auf Wandbauteile übertragen werden.

DIN EN 14135 verlangt, dass pro $1,5 \text{ m}^2$ beflammer Probekörperfläche 1 Platten-Thermoelement einzubauen ist. Da beschichtete Flächen naturgemäß deutlich weniger homogen geschützt werden als durch Feuerschutzplatten beplankte, sollten bei der Prüfung des Entzündungsschutzes durch HLB deutlich mehr Thermoelemente eingebaut werden. Auf Basis der eigenen Prüferfahrung wird empfohlen, pro $1,0 \text{ m}^2$ Fläche mindestens 4 Thermoelemente anzuordnen. Die Köpfe sind durch Einfräsen so weit in der Platte zu versenken, dass das Plättchen des Sensors bündig mit der Oberfläche der Trägerplatte ist. Die Drähte der Thermoelemente werden durch eine Bohrung auf die Rückseite der Platte geführt.

4.4.2.4 Oberer und unterer Grenzwert der Schichtdicke

In einem Kleinbrandversuch im Brandofen nach DIN 4102-8 wurde die Laborformulierung IN MSP jeweils mit einer theoretischen Schichtdicke von 2,0 mm und 2,5 mm untersucht, vgl. Abschnitt 3.5.1.1. Bei der geringeren Schichtdicke versagte die HLB nach knapp 48 Minuten. Durch die vergrößerte Schichtdicke konnte die Schutzdauer nicht gesteigert werden. Im Gegenteil, die Brandleistung ließ deutlich nach. Es kam schon frühzeitig zum Abrutschen der Beschichtung, da die vergrößerte Schaummasse und die damit einhergehende vergrößerte Schubbeanspruchung in der Reaktionsebene nicht aufgenommen werden konnte.

Im Zuge der Zulassungsprüfungen muss demnach eine obere und eine untere Grenze für die Schichtdicke der Beschichtung angegeben werden, in deren Rahmen das System die geforderte Brandleistung erreicht. In der Konsequenz bedeutet dieses aber auch, dass beim Einsatz im realen Bauwerk sichergestellt werden muss, dass Bauteile nicht zu dick beschichtet werden.

4.4.2.5 Prüfkriterien

DIN EN 13501-2 definiert die Anforderungen an Brandschutzbekleidungen, die bei der Bauteilprüfung zu erfüllen sind. Folgende Anforderungen werden für eine Bekleidung der Klasse K₂ ohne hinterliegenden Hohlraum genannt:

7. Die Brandschutzbekleidung darf nicht zusammenbrechen.
8. Nach der Prüfung darf kein verbranntes Material oder verkohltes Material an beliebiger Stelle der Trägerplatte auftreten, wobei Verfärbungen erlaubt sind.
9. Die mittlere Temperatur, die an der feuerseitigen Oberfläche der Trägerplatte gemessen wird, darf die Anfangstemperatur um nicht mehr als 250 K überschreiten.
10. Die Maximaltemperatur, die an einer beliebigen Stelle dieser Seite gemessen wird, darf die Anfangstemperatur um nicht mehr als 270 K überschreiten.

Die Anforderung an den Erhalt der mechanischen Integrität der Beplankung kann nicht auf die HLB übertragen werden. In den Versuchen hat sich gezeigt, dass teilweise größere Stücke des Schaumes wegbrachen. Der dann erhöhte Wärmestrom führte zur Nachbildung des Schaumes und es kam an der Stelle nicht zu einem vorzeitigen Versagen des Systems.

Die Kriterien für das Verkohlungsverhalten können auch auf Systeme mit HLB übertragen werden.

In Abschnitt 4.3 wird gezeigt, dass die normativen Temperaturkriterien physikalisch nicht korrekt und bei kurzen Schutzdauern auf der unsicheren Seite liegen können. Daher wird vorgeschlagen, ein zusätzliches Kriterium bezüglich der kritischen Aufheizgeschwindigkeit v zu definieren. Wenn diese plötzlich ansteigt und einen Wert von 15 K/min erreicht, ist in der Regel anzunehmen, dass die Oberfläche üblichen Nadelholzes brennt. Im Einzelfall ist dieser Grenzwert zu überprüfen, da sich bei sehr geringen Schutzdauern ggf. bereits vor der Entzündung entsprechende Aufheizgeschwindigkeiten einstellen. In einem solchen Fall ist anhand des Kurvenverlaufs der Zündzeitpunkt sinnvoll neu festzulegen.

4.5 Einordnung des Entzündungsschutzes in die deutsche Brandschutzphilosophie

Die Ausführungen in diesem Kapitel verdeutlichen die Fähigkeit der HLB, die Schutzziele der brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung im Sinne der Muster-Holzbaurichtlinie zu erfüllen.

Der Nachweis der Baustoffklasse kann jedoch aufgrund der Verbrennungswärme der HLB nicht auf Basis des etablierten, europäischen und nationalen Normungswesens gelingen. Die im Hintergrund der Baustoffklasse (DIN 4102-1 und DIN EN 13501-1) stehenden Schutzziele „Verhinderung der Brandausbreitung“ und „Begrenzung der Brandlast“ konnten dennoch in dieser Arbeit dargestellt werden.

Die Prüfungen des Bauteilverhaltens sind dagegen problemlos, da in Anlehnung an Prüfnormen nach dem Stand der Technik gearbeitet werden kann. Die Klassifizierung der Feuerwiderstandsdauer (R-Kriterium) und des Entzündungsschutzes (K-Kriterium) ist mit den Angaben der DIN EN 13501-2 in Verbindung mit den Ausführungen in dieser Arbeit möglich.

Anwendungsbereiche, bei denen die brandschutztechnischen Anforderungen nur im Bauteilbereich formuliert werden, können auf Basis der bauaufsichtlichen Zulassung erschlossen werden. Werden zusätzlich erhöhte Anforderungen an die Baustoffklasse gestellt, können diese bis zur Euroklasse B klassifiziert werden. Darüber hinaus ist der Nachweis der Schutzziele nur noch auf Basis leistungsorientierter Brandschutzkonzepte möglich. Inwiefern leistungsorientierte Konzeptionen im Rahmen der bauaufsichtlichen Zulassung direkt möglich sind, bleibt zu klären. Ansonsten bedarf es jeweils einer Zustimmung im Einzelfall.

5 GRUNDLAGEN DER THERMISCHEN ANALYSE

Für die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für Holzbauteile mit Hochleistungsbrand-schutzbeschichtungen (HLB), welches nicht ausschließlich auf Versuchen basiert, ist die Berechnung der Querschnittstemperaturen erforderlich. Im aktuellen Kapitel werden die Grundlagen für die thermische Analyse beschichteter Holzbauteile gelegt. Dieses umfasst im Wesentlichen die Bestimmung der thermischen Materialkennwerte des langsam erwärmten Holzes und der HLB. Zur Generierung physikalisch korrekter Materialkennwerte ist das Verständnis der Wärmeleitung in den betreffenden Materialien erforderlich, welches im Folgenden insbesondere für den Schaum erarbeitet wird.

Als Grundlage werden die thermischen Materialkennwerte für langsam erwärmtes Holz bestimmt. Im Anschluss daran erfolgt eine Kurzdarstellung der Theorie der Wärmeleitung in porösen Medien mit geschlossenen Poren, die bei der Bestimmung der thermischen Materialkennwerte für die HLB benötigt wird. Für diese Bestimmung wird sowohl auf rein experimentelle Methoden als auch auf Kombinationen von Versuchen und rechnerischen Simulationen zurückgegriffen.

Neben den Grundlagen für die thermische Analyse liefert dieses Kapitel auch wertvolle Hinweise, durch welche Einflussgrößen die physikalische Wirkung der Beschichtung bestimmt wird und auf welche Parameter bei der chemischen Entwicklung entsprechend der Fokus zu legen ist, damit eine maximale Brandleistung erzielt wird.

5.1 Numerische Untersuchungen

Instationäre Wärmeleitungsprobleme werden mathematisch durch die Fouriergleichung beschrieben, welche die Wärmebilanz in einem Körper quantifiziert:

$$\frac{\delta}{\delta x} \left(\lambda \frac{\delta T}{\delta x} \right) + \frac{\delta}{\delta y} \left(\lambda \frac{\delta T}{\delta y} \right) - \rho c_p \frac{\delta T}{\delta t} = -\dot{q} \quad (5.1)$$

Vereinfacht gesagt, muss die Differenz aus der durch den Körper hindurch geleiteten Wärme und der gespeicherten Wärme dem von außen einwirkendem Wärmestrom \dot{q} entsprechen. Die drei linken Terme beschreiben die Wärmeleitung und sind von dem thermischen Materialkennwert Wärmeleitfähigkeit λ abhängig. Der vierte Term ist der „Speicherterm“ und enthält die thermischen Materialkennwerte spezifische Wärmekapazität c_p und Rohdichte ρ . Für den speziellen Fall nicht temperaturabhängiger Materialkennwerte kann die Temperaturleitzahl $a = \lambda / \rho c_p$ in Ansatz gebracht werden, die häufig in den gängigen Tabellenwerken angegeben ist, z. B. [VDI06]. Im Rahmen dieser Arbeit sind grundsätzlich temperaturabhängige Materialkennwerte zu verwenden, die in den nachfolgenden Abschnitten für Holz und die HLB erarbeitet werden.

Der Wärmestrom \dot{q} setzt sich aus einem radiativen Teil \dot{q}_{rad} und einem konvektiven Teil \dot{q}_{conv} zusammen:

$$\dot{q} = \dot{q}_{\text{rad}} + \dot{q}_{\text{conv}} = \varepsilon_{\text{res}} \sigma (T_s^4 - T_\infty^4) + \alpha_c (T_s - T_\infty). \quad (5.2)$$

Es bedeuten:

- ε resultierende Emissionszahl [-]
- σ Stefan-Boltzmann-Konstante $5,64 \cdot 10^{-8}$ [W/(m⁴K)]
- α_c konvektiver Wärmeübergangswiderstand [W/(m²K)]
- T_s absolute Temperatur der Körperoberfläche [K]
- T_∞ absolute Temperatur des umgebenden Raumes [K].

Gleichung (5.1) ist in der Regel nicht einfach analytisch lösbar, weshalb auf numerische Lösungen mithilfe der Methode der finiten Elemente zurückgegriffen wird. In dieser Arbeit werden dafür die beiden Rechenprogramme *Ansys* [ANS11] und *Fires-T* [Fires-T] eingesetzt.

5.1.1 Validierung der Rechenprogramme

Das Programm *Fires-T* [Fires-T] wird schon seit mehreren Jahrzehnten für numerische, thermische Analysen am iBMB eingesetzt. Validierungsrechnungen für Stahlbeton- und Stahlbauteile wurden beispielsweise von *Hass* [Ha86] durchgeführt. *Hosser* und *Kampmeier* [HK08] zeigen ferner, dass die rechnerische Abbrandtiefe $d_{\text{char},n}$ von Nadelholz entsprechend Eurocode DIN EN 1995-1-2 nach einer 60-minütigen Brandbeanspruchung exakt mit *Fires-T* nachvollzogen werden kann.

Das Programm *Ansys* [ANS11] wurde von *Hohm* [Ho10] am iBMB erfolgreich für dreidimensionale, transiente Wärmeleitungsprobleme eingesetzt. *Hohm* sieht *Ansys* als allgemein anerkanntes Werkzeug für thermische Analysen an. Darüber hinaus wurden am iBMB Simulationen, inklusive Validierungsrechnungen, für den Stahlbau durchgeführt [Ze04].

Die Rechenkerne der beiden Programme werden aufgrund der vorgenannten Literaturstellen als ausreichend validiert betrachtet. Die richtige Übernahme der thermischen Materialkennwerte in die Eingabedateien wird durch die Versuchsnachrechnungen an verschiedenen Stellen dieses Kapitels überprüft.

5.1.2 Gitterstudie

Peter [Pe03] sowie *König* und *Walej* [KW00] führen thermische Analysen brandbeanspruchter Querschnitte mithilfe der Methode der finiten Elemente durch. Die Autoren weisen darauf hin, dass aufgrund des steilen Temperaturgradienten im Bereich der Abbrandgrenze ausreichend kleine Elemente zu wählen sind. Eine Quantifizierung geeigneter Elementgrößen erfolgt jedoch nicht.

Da die wesentlichen Rechnungen dieser Arbeit mit *Fires-T* [Fires-T] durchgeführt werden, erfolgt mit diesem Programm eine Gitterstudie, bei der ein Holzquerschnitt eindimensional entsprechend ETK beflammt wird. Die Elementierungen werden dabei jeweils konstant zu 2, 4, 6 und 10 mm gewählt. Die thermischen Materialkennwerte und Wärmeübergangsbedingungen entsprechen den Angaben der Eurocodes DIN EN 1991-1-2 und DIN EN 1995-1-2. In Anlehnung an *Peter* [Pe03] erfolgt zusätzlich ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit gemessenen Versuchs-

daten aus [KHOH00]. Als Messpunkte für die Studie wurden die Holztiefen 6, 18, 30, 42 und 50 mm gewählt.

In Bild 5.1 werden die Temperaturen der berechneten bzw. in der Literaturstelle gemessenen Temperaturen über der Branddauer aufgetragen, wobei die verschiedenen Messtiefen Scharparameter sind. Die Kurven für die Gitterweiten von 2, 4 und 6 mm weichen unwesentlich voneinander ab. Dagegen führt die Gitterweite von 10 mm teilweise zu niedrigeren Temperaturen. Ferner ergeben sich in einer Tiefe von 6 mm nach einer Branddauer von 20 Minuten auch physikalisch nicht nachvollziehbare Werte. Der Vergleich mit den Versuchswerten aus [KNOH00] zeigt insbesondere im Bereich der Temperaturen unterhalb von 300 °C gute Übereinstimmungen mit einer leichten Tendenz der Simulationswerte zu höheren Temperaturen als die des Versuchs. In den höheren Temperaturbereichen ist die rechnerische Genauigkeit deshalb kaum von Bedeutung, weil das Holz an den entsprechenden Orten ohnehin keinerlei Festigkeit mehr besitzt.

Bemerkenswert ist, dass die Simulationsergebnisse mit 10 mm Gitterweite insgesamt näher an den Versuchswerten liegen als die mit kleineren Elementierungen. Hieraus ist jedoch keinesfalls abzuleiten, dass die Elementierung entsprechend groß gewählt werden sollte. Vielmehr ist eine Abweichung zwischen den thermischen Materialkennwerten des Eurocodes DIN EN 1995-1-2 und den Versuchsrandbedingungen anzunehmen, sodass die Gitterweite von 10 mm wohl zu einer zufällig besseren Übereinstimmung führt.

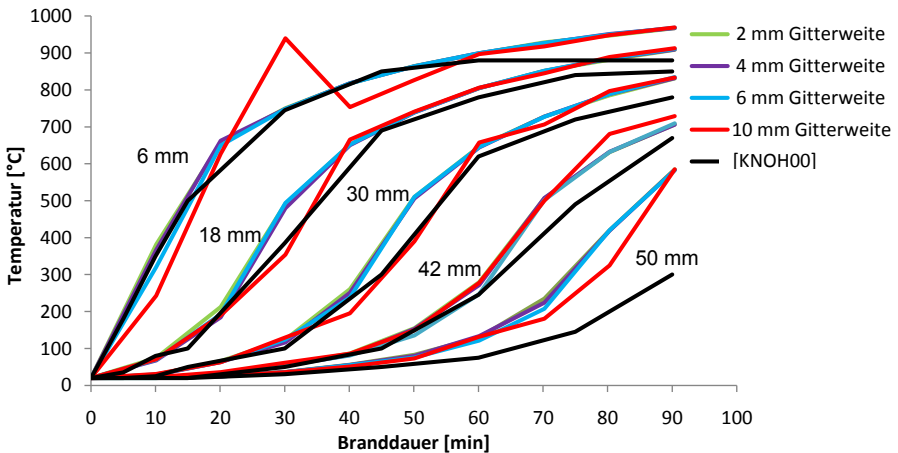


Bild 5.1 Thermische Analyse von Nadelholz (Feuchte $u=12\%$, Rohdichte $\rho=420\text{ kg/m}^3$) mit den thermischen Materialkennwerten nach DIN EN 1995-1-2 bei verschiedenen Gitterweiten und Vergleich mit Literaturwerten aus [KNOH00]; Scharparameter ist die Tiefe der Temperaturmessstellen

5.2 Thermische Materialkennwerte für langsam erwärmtes Holz

Die thermischen Materialkennwerte für Holz sind teilweise ideale Werte, um Effekte aus Massentransporten, Enthalpieprozesse und die völlige Verkohlung des Holzes zu berücksichtigen

[K005]. Bei der Formulierung der thermischen Materialkennwerte für Nadelholz im Eurocode DIN EN 1995-1-2 wird von einer Brandbeanspruchung entsprechend ETK ausgegangen, sodass eine Anwendung bei anderen Brandszenarien nicht ohne weitere Überprüfung möglich ist [K005, Bo069]. Bei den thermischen Analysen mit HLB im Rahmen dieser Arbeit wird die äußere Temperatureinwirkung ausschließlich entsprechend ETK modelliert. Aufgrund der Isolation durch die HLB kommt es jedoch zu einem verlangsamten Wärmeeintrag in das Holz und somit für den tragenden Querschnitt doch zu abweichenden Bedingungen gegenüber der reinen ETK.

Als Konsequenz wurden die Versuche im Kleinbrandofen, vgl. Abschnitt 3.5.1.1, nachgerechnet und die im Eurocode DIN EN 1995-1-2 angebotenen, teilweise ideellen Werte für die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität in der Weise modifiziert, dass im Temperaturbereich unter 300 °C, welcher für die anschließende mechanische Analyse relevant ist, eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Temperaturen gegeben ist (Bild 5.2).

Die Wärmeleitfähigkeit wird im Bereich der hohen Temperaturen gegenüber den genormten Werten etwas abgemindert. Die physikalische Begründung liegt darin, dass beschichtetes Holz bzw. die Holzkohle im Brandfall nicht so schnell zerklüftet wie unbeschichtetes, vgl. Abschnitt 3.2.4. Dieses wiederum hat zur Folge, dass die heißen Brandgase weniger stark in den Querschnitt eindringen können.

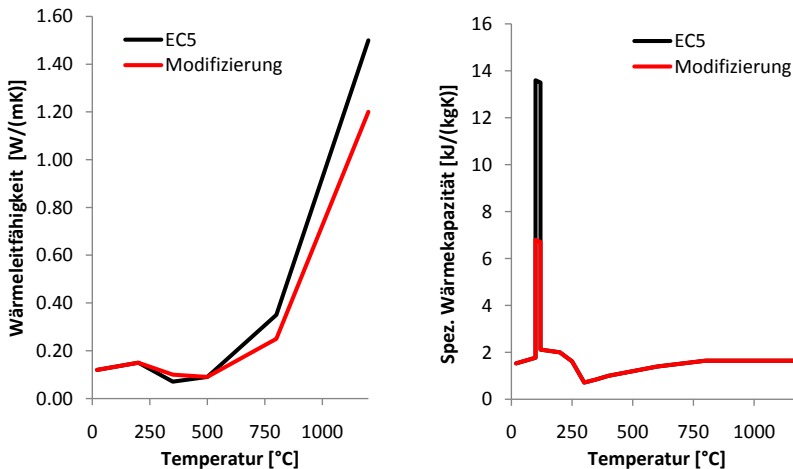


Bild 5.2 Thermische Materialkennwerte Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c_p für Nadelholz; Modifizierung der Werte nach DIN EN 1995-1-2 für langsam erwärmtes Holz

Bei der spezifischen Wärmekapazität wird der Peak zur Berücksichtigung der Enthalpie der Holzfeuchte verringert. Dieses ist physikalisch dadurch nachzuvollziehen, dass mit Erreichen der Verdampfungstemperatur in einer Faser nicht mehr die ganze ursprünglich vorhandene Wasser-

menge zur Verfügung steht, was auf Transportprozesse im Holz zurückzuführen ist. Diese Theorie wird zum einen durch Versuchsbeobachtungen gestützt, wonach die vom Brand abgewandte Seite sehr stark durchfeuchtet wird. Und zum anderen zeigen die Untersuchungen von *Huntierová* [Hu95] zum Feuchteverlauf in brandbeanspruchten, anfänglich geschützten Querschnitten, dass ein entsprechender Transportmechanismus vorliegt.

Die Ergebnisse der Nachrechnungen werden für 12 ausgewertete Messreihen im Anhang A2 dargestellt. Im Gegensatz zur Darstellung im Bild 5.1 werden jedoch nicht einzelne Messstellen über der Zeit betrachtet, sondern die Temperaturprofile im Querschnitt zu verschiedenen Zeitpunkten. Diese Vorgehensweise erlaubt eine bessere Bewertung, wie sich die berechneten Temperaturen auf die Tragfähigkeit des Querschnittes bei der nachgeschalteten mechanischen Analyse auswirken werden. Die Temperaturen zwischen Rechnung und Versuch stimmen im Zeitraum vor der Entzündung des Holzes sehr gut überein. Nach der Entzündung sind systematische Abweichungen erkennbar. In Tiefen mit Temperaturen deutlich über 100 °C eilt das berechnete Temperaturprofil dem Profil aus dem Versuch voraus. Unter 100 °C sind die berechneten Temperaturen in der jeweiligen Tiefe häufig etwas niedriger und damit auf der unsicheren Seite. Die Größenordnung der Unterschätzung liegt jedoch in der Regel bei weniger als 30 °C. Dieses wird später im Rahmen der mechanischen Analyse bei der Formulierung der temperaturabhängigen Festigkeitsabnahme des Holzes entsprechend berücksichtigt. Die Abbrandgrenze wird allgemein mit der Lage der 300 °C-Isotherme gleichgesetzt [DGfH09]. Nach einer Branddauer von 60 Minuten eilt die Abbrandgrenze der Simulation der Rechnung teilweise um 5 mm in die Tiefe voraus und liegt folgerichtig auf der sicheren Seite.

5.3 Wärmeleitung in Dämmschichtbildnern

Für die thermische Analyse der HLB bzw. für die Entwicklung thermischer Materialkennwerte sind grundlegende Kenntnisse über die Mechanismen der Wärmeleitung in porösen Medien erforderlich. Der Fokus liegt auf der Identifizierung der Parameter mit der größten Bedeutung, für die experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden. Weniger gewichtige Parameter werden aus der Literatur oder durch geeignete Abschätzungen gewonnen.

5.3.1 Energetisches Modell

Kruse [Kr10] teilt die Zeit von kurz vor dem Brandbeginn bis zum Entzünden des Substrates in 5 Phasen ein:

1. Vor dem Brandbeginn
2. Temperatureinwirkung und Erweichen der Bindemittel in den oberen Schichten
3. Start der Intumeszenzreaktion
4. Haltephase mit Nachreaktionen aus den unteren Schichten
5. Haltephase ohne Nachreaktionen bis zum Erreichen der Entzündungstemperatur

Diese Phaseneinteilung ist für die Arbeit von *Kruse* [Kr10] sehr sinnvoll, da der Autor die chemische und physikalische Lackentwicklung erforscht und folgerichtig ein relativ hoher Detailgrad erforderlich ist. Die Phasen nämlich hängen bezüglich Dauer und Ausprägung stark von der jeweiligen Laborformulierung ab.

Ziel dieser Arbeit ist jedoch die Entwicklung eines übergeordneten Bemessungskonzeptes für verschiedene Produktsysteme, sodass zur Vereinfachung die Anzahl auf 3 Phasen mit dem wesentlichen Unterscheidungsmerkmal Wärmetransport reduziert wird:

1. Wärmetransport vor der Intumescenz
2. Intumescenzreaktion
3. Wärmetransport der ausgebildeten Schaumschicht bis zum Entzünden des Holzes

In der ersten Phase wird Wärmeenergie in der noch nicht intumescierten HLB gespeichert und durch Wärmeleitung an das Holz weitergegeben. Die thermischen Materialkennwerte entsprechen denen eines Lackes und die Dicke ist entsprechend der Auftragsmenge konstant.

In der zweiten Phase überlagern sich mehrere energetische Prozesse. Zum einen wird wiederum Wärmeenergie durch das Beschichtungssystem gespeichert und teilweise an das Holz weitergegeben. Zum anderen laufen die chemischen Intumescenzreaktionen ab. Diese sind vorwiegend endotherm, können jedoch auch exotherm verlaufen, wie die im Anhang A3 dargestellten Ergebnisse von DSC-Messungen deutlich zeigen. Die Dicke der HLB ist über die Zeit veränderlich. Der Übergang von der Phase 1 in die Phase 2 ist fließend, da nicht das gesamte Beschichtungsmaterial auf einmal reagiert.

Die dritte Phase entspricht physikalisch der ersten. Die Dicke ist im idealisierten Modell konstant und entspricht dem SF-fachen der Anfangsschichtdicke, wobei SF den Schaumfaktor bezeichnet. Die thermischen Materialkennwerte entsprechen denen des Schaumes.

Eine fast identische Phaseneinteilung wurde in [DHS88] vorgenommen und die Parameter der 3 Phasen wurden einer Sensitivitätsanalyse unterzogen. Dabei stellte sich zunächst heraus, dass die Initialtemperatur des Beginns der 2. Phase die Leistungsfähigkeit eines Dämmschichtbildners stark beeinflusst. Dieser Fakt war bereits zu Beginn der Arbeiten an der HLB bekannt und ist wesentlicher Unterschied zu gängigen Stahldämmschichtbildnern [Hol09]. Als bedeutendste Einflüsse wurden die thermischen Materialkennwerte der Schaumschicht und deren Dicke erkannt, die charakteristisch für die mit Abstand am längsten dauernde Phase 3 sind. In den weiteren Untersuchungen dieser Arbeit wird deshalb der Schwerpunkt auf die Modellierung und Quantifizierung der Materialeigenschaften der Phase 3 gelegt, während der fließende Übergang von der Phase 1 in die Phase 2 teilweise mit begründeten ingenieurgemäßen Annahmen auskommen muss, was wiederum dem Mangel geeigneter Untersuchungsmethoden geschuldet ist. Dieses bedeutet konkret, dass der Intumescenzprozess durch entsprechende Modifikationen der thermischen Materialkennwerte simuliert wird.

In den weiteren Überlegungen werden keine planmäßigen Kühlreaktionen der HLB berücksichtigt, da diese in den Arbeiten von *Kruse* [Kr10] und *Simon* [Si06] allenfalls als Nebeneffekte beschrieben werden.

5.3.2 Theorie der Wärmeleitung poröser Medien

Um möglichst lange Branddauern erreichen zu können, ist es erforderlich, dass der Wärmedurchlasswiderstand der aufgeschäumten Beschichtung möglichst groß ist. Der Wärmedurchlasswiderstand kann sowohl durch die Schaumdicke als auch die Wärmeleitfähigkeit des Schaumgerüsts beeinflusst werden. Während bei der Schaumdicke die physikalischen Zusammenhänge allgemein bekannt sind – je dicker der Schaum um so größer der Widerstand - liegen die physikalischen Grundlagen der Wärmeleitfähigkeit eines porösen Mediums nicht ohne Weiteres auf der Hand.

Bild 5.3 stellt den Wärmetransport durch eine Pore schematisch dar. Die Wärme wird sowohl durch den Feststoff als auch durch die Luft innerhalb der Pore transportiert. Im Feststoffgerüst gibt es nur die Wärmeleitung (Konduktion). In der Pore sind drei Mechanismen möglich: Wärmeleitung, Wärmestrahlung (Radiation) und Wärmemitführung (Konvektion). Wärmediffusion durch Wasserdampf ist theoretisch auch möglich, wird jedoch von vornherein ausgeschlossen, weil der Wasseranteil des geschützten Holzes zur kalten Seite transportiert wird. Die genannten Mechanismen führen in Summe zur äquivalenten Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{äq}}$ des porösen Mediums, die in Anlehnung an [Ze00] entsprechend Gleichung (5.3) ausgedrückt wird.

$$\lambda_{\text{äq}} = \lambda_{\text{LP}} + \lambda_{\text{LF}} + \lambda_{\text{rad}} + \lambda_{\text{K}} \quad [\text{W}/(\text{mK})] \quad (5.3)$$

Es bedeuten:

- $\lambda_{\text{äq}}$ äquivalente Wärmeleitfähigkeit des porösen Mediums
- λ_{LP} Wärmeleitung des Gases in der Pore
- λ_{LF} Wärmeleitung des Feststoffgerüsts
- λ_{rad} Wärmeleitung durch Strahlungsaustausch der Porenwände
- λ_{K} Wärmeleitung durch Konvektion

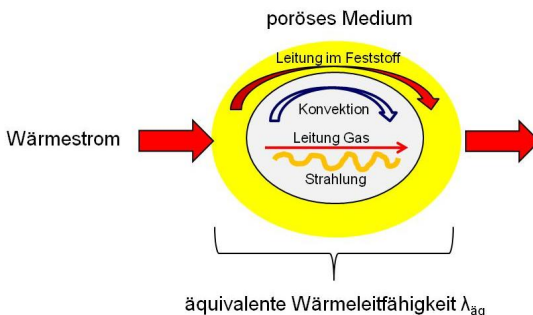


Bild 5.3 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit poröser Medien

Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit fällt signifikant ab, wenn der Mechanismus Konvektion im Porenraum unterbunden wird. Die Überprüfung erfolgt über die Berechnung der Rayleighzahl Ra . Der Grenzwert von $Ra = 1708$ darf zur Vermeidung der Konvektion nicht überschritten werden [Ze00]. Die Rayleigh-Zahl ist eine Funktion der in der Strömungslehre bekannten Grashofzahl Gr und Prandtlzahl Pr :

$$Ra = \frac{g \cdot \beta \cdot \nabla \cdot s_p^4}{\nu \cdot a} \quad [-] \quad (5.4)$$

Es bedeuten:

- g Fallbeschleunigung [m/s^2]
- β Wärmeausdehnungskoeffizient des Zellgases [$1/K$]
- ∇ Temperaturgradient in der Stoffschicht [K/m]
- s_p Porendurchmesser [m]
- ν kinematische Viskosität [m^2/s]
- a Temperaturleitfähigkeit des Zellgases [m^2/s]

Zur Veranschaulichung der Größenordnungen von Ra wird eine Parameterstudie mit Luft bei verschiedenen Porendurchmessern s_p und Temperaturen durchgeführt (Bild 5.4). Da Ra durch s_p in der vierten Potenz beeinflusst wird, ist es für diese Aufgabenstellung ausreichend, den Temperaturgradienten sinnvoll abzuschätzen. Dieser wird im Folgenden zu $\nabla = 3000 \text{ K/m}$ angenommen. Die Studie bestätigt die Angaben von *Spitzner* [Sp00] und *Zeitler* [Ze00], wonach bei Porendurchmessern $s \leq 1,0 \text{ cm}$ in der Regel Rechenmodelle angewendet werden dürfen, die den konvektiven Anteil λ_k vernachlässigen. Mit steigenden Temperaturen nehmen die zulässigen Porendurchmesser darüber hinaus deutlich zu. In den eigenen Versuchen wurden sowohl Schäume mit Porendurchmessern kleiner $1,0 \text{ cm}$ als auch mit deutlich größeren Poren, in denen gegebenenfalls bereits anfängliche Konvektion einsetzte, beobachtet. Es wird jedoch davon ausgegangen, dass deren Anteil vernachlässigbar gering ist, zumal solche Porendurchmesser in der Regel nur bei Versuchen beobachtet wurden, in denen die Schaumdicken zum Abrutschen des gesamten Schaumes führten und daher für den praktischen Einsatz ungeeignet sind.

Modelle zur Beschreibung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit poröser Stoffe finden sich in den Literaturstellen [DB01], [Ze00] und [Sp00]. Das Modell von *Zeitler* [Ze00] berücksichtigt Strahlungseffekte in transparenten Stoffen und ist aufgrund der Annahme, dass der Schaum der HLB eher keine Transparenz besitzt, ungeeignet. Das Modell von *Spitzner* [Sp00] wird dem von *Di Blasi und Branca* [DB01] vorgezogen, weil die einzelnen Mechanismen in der mathematischen Formulierung, insbesondere bezüglich der Porosität, deutlicher erkennbar sind. Die physikalischen Grundlagen sind im Wesentlichen identisch.

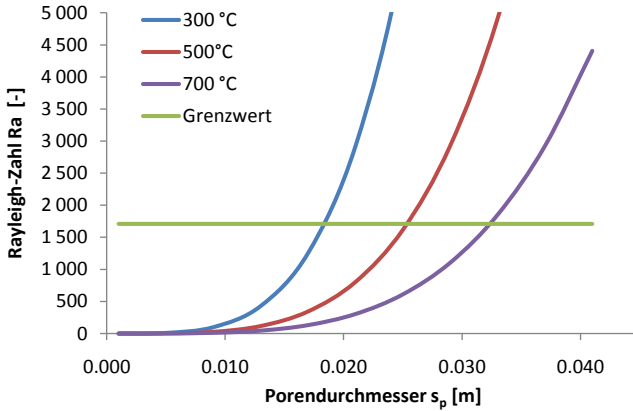


Bild 5.4 Rayleigh-Zahlen von Luft bei verschiedenen Temperaturen in Abhängigkeit vom Porendurchmesser; Temperaturgradient $\nabla = 3000 \text{ K/m}$ [eigene Annahme]

Spitzner [Sp00] leitet zwei verschiedene Porenraummodelle her. Im Ersten ist der gesamte poröse Stoff mit einheitlichen Poren durchzogen. Diese werden als Würfelporen idealisiert. Das zweite Modell berücksichtigt schichtweise das Vorhandensein von zwei verschiedenen Porengrößen, wiederum als Würfel idealisiert. Für die nachfolgende Parameterstudie soll nur die Variante mit einheitlichem Porendurchmesser berücksichtigt werden. Diese Vorgehensweise ist zur Generierung eines grundsätzlichen Verständnisses ausreichend.

Vor der Darstellung und Nutzung des Porenraummodells ist jedoch die Frage zu klären, inwiefern die geometrischen Randbedingungen und Vereinfachungen überhaupt auf die realen Porenräume intumeszierender Beschichtungen übertragbar sind. Am Fraunhofer ICT wurden deshalb Aufnahmen von einem Schaum mittels Computertomografie durchgeführt [Sc09b], die zumindest qualitative Aussagen über die Porenraumgeometrie des Schaumes ermöglichen (Bild 5.5).

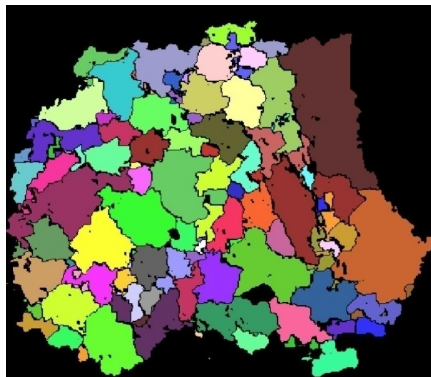


Bild 5.5 CT-Aufnahme (Schnitt) einer intumeszierenden Beschichtung; jede Farbe stellt eine Pore dar [Sc09b]

Das Bild zeigt im Wesentlichen die starke Unregelmäßigkeit der Poren, die mittels nachgeschalteter, computergestützter Methoden noch genauer untersucht werden konnten. Die beiden Auswertkriterien waren hierbei die Verteilung der Porendurchmesser und die Sphärizität Ψ . Unter Sphärizität versteht man ein Maß für die Kugelförmigkeit eines Körpers. Die ideale Kugel hat den Wert 1. Die qualitativen Verläufe der empirischen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen beider Auswertkriterien werden in Bild 5.6 gezeigt. Demnach kann die Verteilung der Porendurchmesser sehr gut durch eine Weibullverteilung angenähert werden. Die Vielzahl der Porendurchmesser liegen also in vergleichsweise engen Grenzen. Der Verteilungstyp für die Sphärizität ist die Gauß-Normalverteilung. Der Mittelwert der Sphärizität beträgt $\mu = 0,43$ ist. Damit ist die Porengeometrie weit von der Kugelform entfernt. Zum Vergleich: Ein Würfel hat eine Sphärizität von $\Psi = 0,806$. Die Modellierung des Porenraumes mit einem Würfelmodell ist damit jedoch eher gerechtfertigt als die Verwendung der in der Literatur ebenfalls beschriebenen Kugelporenmodelle, vgl. Auflistung in [Ze00]. Da die Porendurchmesser einer Weibullverteilung folgen, vgl. Bild 5.6, wird die Verwendung eines einheitlichen Porendurchmessers bei den Parameterstudien und den Simulationsrechnungen in dieser Arbeit als gerechtfertigt betrachtet. Innerhalb späterer Forschungsvorhaben, nach Vorliegen quantitativ belastbarer CT-Aufnahmen, wäre es denkbar, den Porenraum für die Rückrechnung mittels stochastischer finiter Elemente oder dergleichen nachzubilden.

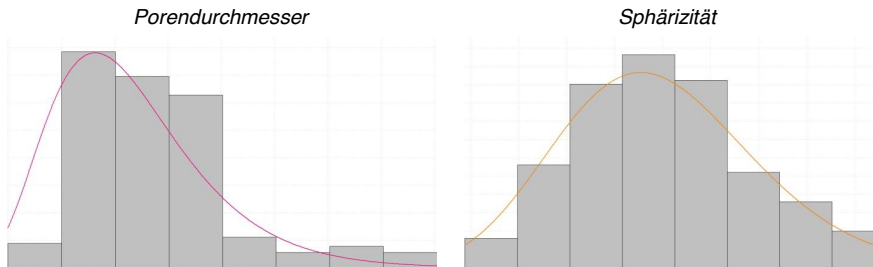


Bild 5.6 Computergestützte Auswertung der CT-Aufnahmen einer dämmschichtbildenden Beschichtung; qualitative Darstellung der empirischen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen des Porendurchmessers (Weibullverteilung) und der Sphärizität (Normalverteilung), Daten aus [Sc09b]

Bild 5.7 zeigt die Würfelpore (oder Elementarzelle) mit den entsprechenden Abmessungen des Modells von *Spitzner* [Sp00]. Weiterhin wird das Ersatzschaltbild des resultierenden Wärmeleitwiderstands R_{res} einer Würfelpore dargestellt. In Richtung des Wärmestroms muss zunächst der Wärmeleitwiderstand $R_{\lambda,a}$ der Deckplatte überwunden werden. Dieser ist in Serie geschaltet mit dem Widerstand des Poreninneren und den Seitenwänden R_{pw} . Dieses wiederum ist eine Parallelschaltung der Wärmeleitwiderstände der Seitenwände $R_{\lambda,c-d}$ sowie der radiativen, konduktiven und konvektiven Widerstände $R_e, R_k, R_{\lambda,g}$ des Poreninneren. Im Bild ist der konvektive Widerstand R_k rot eingekastelt, weil die Poren per Definition so klein sind, dass Konvektion nicht auftreten kann. Ein weiterer in Serie geschalteter Widerstand $R_{\lambda,b}$ berücksichtigt die Wärmeleitung des Bodens.

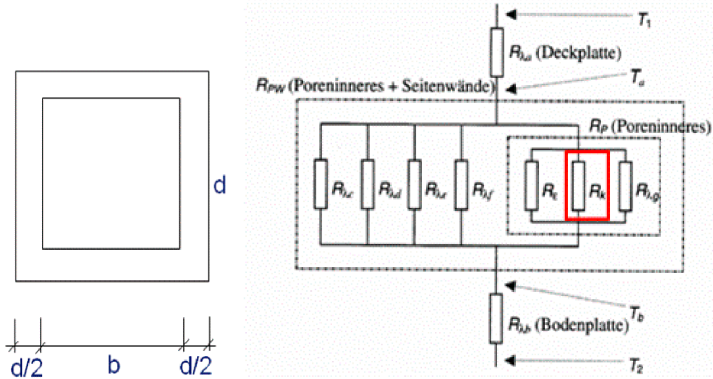


Bild 5.7 Porenraummodell nach *Spitzner* [Sp00] und Ersatzschaltbild für den resultierenden Wärmeleitwiderstand; der rote Kasten beschreibt den konvektiven Wärmeleitwiderstand, der im Modell nicht berücksichtigt wird

Gleichung (5.5) beschreibt die äquivalente Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{äq}}$ der Würfelpore. Der erste Term berücksichtigt die Konduktion des Gasinhalts. Der zweite Term die Konduktion des Feststoffgerüsts und der dritte Term die Strahlung im Porenninneren [Sp00].

$$\lambda_{\text{äq}} = \frac{1}{1 + \frac{1}{3}(1 - \psi)} \cdot \lambda_{\text{LP}} + \frac{2 \cdot \frac{1}{3}(1 - \psi)}{1 + \frac{1}{3}(1 - \psi)} \cdot \lambda_{\text{LF}} + \frac{4 \cdot b}{1 + \frac{1}{3}(1 - \psi)} \cdot \epsilon_{\text{res}} \cdot \sigma \cdot T_m^3 \quad [\text{W}/(\text{mK})] \quad (5.5)$$

Es bedeuten:

- ψ Porosität [-]
- b Breite der Würfelpore [m]
- ϵ_{res} resultierender Emissionsgrad [-]
- λ_{LP} Wärmeleitung des Gases in der Pore
- λ_{LF} Wärmeleitung des Feststoffgerüsts
- σ Stefan-Boltzmann Konstante [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$]
- T_m mittlere Temperatur in der Pore [K]

Die Porosität ψ berechnet sich entsprechend der Nomenklatur für die Würfelpore mit dem Porenvolumen V_E und dem Feststoffvolumen V_{Stege} zu:

$$\psi = \frac{V_E - V_{\text{Stege}}}{V_E} \quad [-] \quad (5.6)$$

Für Dämmschichtbildner lässt sich die Porosität vereinfacht über die Rohdichte des Feststoffes ρ_0 und die Rohdichte des gesamten Schaumes ρ zu $\psi = 1 - \rho / \rho_0$ ausdrücken. Der Schaumfaktor $SF = V / V_0$ ist der Quotient des gesamten Schaumvolumens V und dem Feststoffvolumen V_0 und beschreibt das Expansionsverhalten der HLB, sodass sich die Porosität nach Einführung der Masse M letztlich über den Schaumfaktor ausdrücken lässt:

$$\frac{\rho}{\rho_0} = \frac{M_V}{M_{V_0}} = \frac{V_0}{V} = \frac{1}{SF} \quad (5.7)$$

$$\psi \cong 1 - \frac{1}{SF} \quad (5.8)$$

Dieses ist streng genommen eine Näherung für ψ , weil die Masse über die Zeit veränderlich ist und abnimmt, vgl. Bild 4.4. Dieses führt wiederum zu einer Verminderung des Feststoffvolumens. Die Porosität nimmt folglich bei Unterstellung eines weitgehend konstanten äußeren Schaumvolumens zu. In Bild 5.8 wird die Porosität entsprechend Gleichung (5.8) dargestellt. Bei den eigenen Versuchen wurden in der Regel Schaumfaktoren $SF > 40$ beobachtet, woraus Porositäten größer 97,5 % resultieren, was der Asymptote von $\psi = 100\%$ bereits sehr nahe kommt. Eine Massenverringerung um 50 % würde bei $SF = 40$ die Porosität von $\psi = 97,50\%$ lediglich auf $\psi = 98,8\%$ erhöhen. Die Parameterstudie im nachfolgenden Abschnitt wird weiterhin einen insgesamt geringen Einfluss der Porosität auf die äquivalente Wärmeleitfähigkeit zeigen, sodass die Vernachlässigung der Massenänderung in Gleichung (5.8) gerechtfertigt ist.

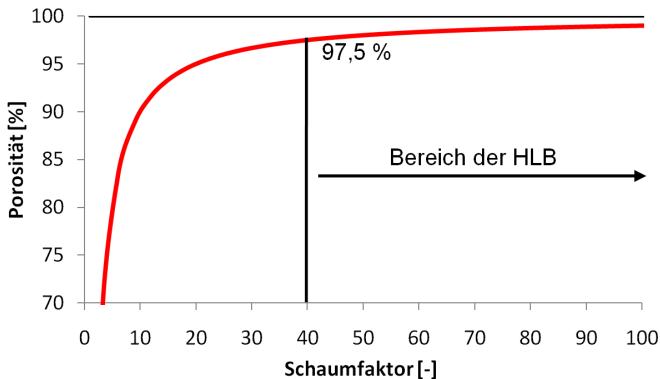


Bild 5.8 Porosität eines Dämmschichtbildners in Abhängigkeit vom Schaumfaktor SF

5.3.3 Parameterstudie für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit

Gleichung (5.5) wurde anhand präziser Wärmeleitfähigkeitsmessungen in Schaumziegeln verifiziert [Sp00]. In dieser Arbeit wird Gleichung (5.5) zur Plausibilitätskontrolle der experimentellen Untersuchungen in Abschnitt 5.4 herangezogen werden, da die verwendeten Verfahren (z. B. TPS-Methode) teilweise sehr neu sind und auf poröse Schäume in der praktischen Ausführung nur sehr schwierig angewendet werden können. Folglich wird die Parameterstudie in diesem Abschnitt mit möglichst präzisen Eingangsdaten durchgeführt.

Die Emissionszahl wird zu $\epsilon_{\text{res}} = 0,80$ angenommen. Dieser Wert entspricht der Annahme für Holz in Eurocode DIN EN 1995-1-2. Er scheint gerechtfertigt zu sein, weil die HLB ähnlich wie Holz im Wesentlichen auf Kohlenstoffverbindungen basiert [Kr10, Si06]. Die Annahme wird von

Di Blasi und *Branca* [DB01] im Rahmen ihres numerischen Modells bestätigt. In [BJD06] indes wird mit höheren Werten gerechnet. Die eigenen Erfahrungen im Rahmen der Projekte [INO09] und [NB10] haben auch gezeigt, dass die Emissionszahl für Dämmschichtbildner eigentlich keine Konstante sein kann. In der Anfangsphase ist das Feststoffgerüst häufig heller als Holzkohle, dunkelt dann mit der Branddauer ab und in der Endphase, wenn der Ascheanteil deutlich gestiegen ist, hellt der Schaum wieder auf: $\varepsilon_{\text{res}} = 0,80$ wird daher als integraler Wert betrachtet.

Die Wärmeleitfähigkeit des Feststoffgerüsts λ_{LF} wird in der allgemeinen Literatur für Kohlenstoffverbindungen bei Raumtemperatur entsprechend der jeweils vorliegenden Modifikation angegeben. So hat Steinkohle eine Wärmeleitfähigkeit von $0,26 \text{ W/(mK)}$ und Graphit einen weitaus höheren Wert von 155 W/(mK) [LFT06]. Bei den Simulationsrechnungen in [DB01] wird λ_{LF} konstant zu $0,35 \text{ W/(mK)}$ angenommen. Dieser Wert wird für die eigene Parameterstudie übernommen. Eine genauere Diskussion von λ_{LF} wird sich in der folgenden Parameterstudie als obsolet herausstellen, da andere Parameter deutlich höheren Wichtigungen unterliegen.

Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ_{LP} für das Porengas Luft wird dem VDI-Wärmeatlas [VDI06] entnommen.

Als Scharparameter für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ_{aq} verbleiben nunmehr die Porosität ψ und die Porenbreite b . Der relevante Temperaturbereich liegt zwischen 150 °C und 800 °C , da bei kälteren Temperaturen der Schaum noch nicht fertig ausgebildet ist.

Zunächst wird der Einfluss der Porosität gezeigt (Bild 5.9). Die Porosität ψ wird zwischen $0,70$ und $0,98$ variiert und die Porenbreite zu $b = 2 \text{ mm}$ angenommen. Der Einfluss der Porosität nimmt mit steigender Temperatur signifikant ab. Bei Temperaturen unter 300 °C sind jedoch im praktisch relevanten Bereich $0,90 \leq \psi \leq 0,98$ die Unterschiede für λ_{aq} nur marginal.

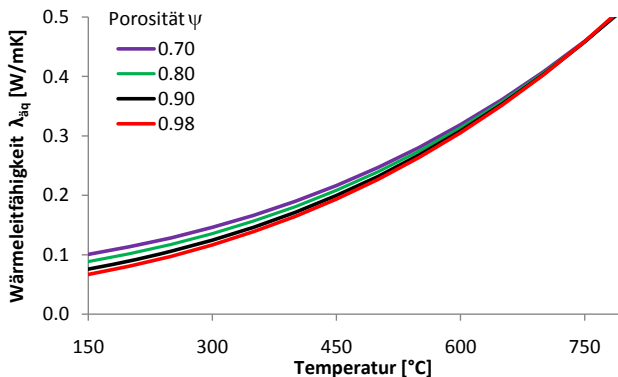


Bild 5.9 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ_{aq} in Abhängigkeit von der Porosität ψ bei einer Porenbreite $b = 2 \text{ mm}$

Der zweite Untersuchungsparameter, die Porenbreite b , wird bei einer konstanten Porosität $\psi = 98\%$ variiert (Bild 5.10). Mit steigender Temperatur und steigender Porenbreite nimmt $\lambda_{\text{äq}}$ signifikant zu.

In Bild 5.11 werden die einzelnen Anteile von $\lambda_{\text{äq}}$ entsprechend Gleichung (5.5) für einen Referenzschaum mit $\psi = 98\%$ und $b = 4,0\text{ mm}$ dargestellt. Der Feststoffanteil ist im gesamten Temperaturbereich sehr gering und liegt unter 10% . Der Gasanteil liegt im unteren Temperaturbereich leicht unter 40% und sinkt mit steigender Temperatur bis auf 10% deutlich ab. Der Strahlungsanteil beträgt bereits bei 150 °C knapp 60% und steigt unterproportional bis auf rund 90% an.

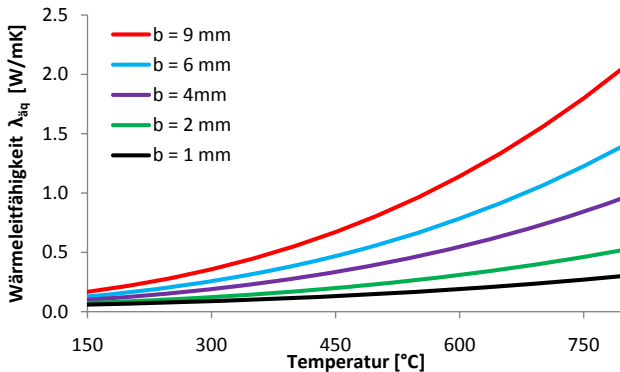


Bild 5.10 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{äq}}$ in Abhängigkeit von der Porenbreite b bei einer Porosität $\psi = 98\%$

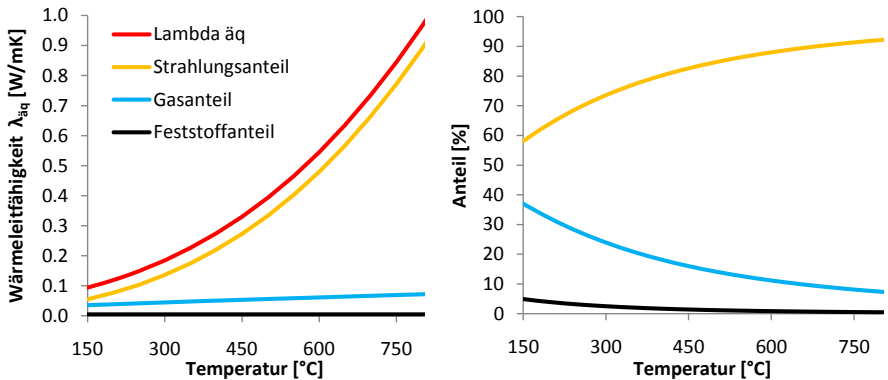


Bild 5.11 Anteile der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{äq}}$; Porosität $\psi = 98\%$ und Porenbreite $b = 4,0\text{ mm}$; links: Absolutwerte; rechts: prozentuale Anteile

Die Porenbreite b ist der dominierende Parameter für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit, da diese linear in den Strahlungsterm von Gleichung (5.5) eingeht. Diese Linearität erklärt insbeson-

dere den Verlauf der Kurvenschar in Bild 5.10. Die in Bild 5.11 erkennbare Relevanz des Strahlungsanteils mit steigender Temperatur liegt darin begründet, dass die mittlere Temperatur T_m in der 3. Potenz steht. T_m geht indes in den Term für die Wärmeleitung des Feststoffgerüsts aufgrund der Annahmen für λ_{LF} nicht ein und ist im Term für die Wärmeleitung des Gases nur indirekt durch die Temperaturabhängigkeit von λ_{LP} vertreten.

5.4 Thermische Materialkennwerte der HLB

5.4.1 Modell für den Rohdichteverlauf

Die Rohdichte der HLB ist im Vergleich zu den klassischen Baustoffen unter Temperatureinwirkung starken Änderungen unterworfen. Dieses liegt zum einen an der Vergrößerung des Volumens während des Intumeszenzprozesses und zum anderen an der Verringerung der Masse während des Zersetzungsprozesses infolge der Temperatureinwirkung.

In der Materialprüfung wird der Schaumfaktor SF als das Verhältnis von Schaumdicke l im vollständig intumeszierten Zustand zur Anfangsschichtdicke l_0 definiert: $SF = l/l_0$. Dieser beschreibt daher nur den Unterschied zwischen Anfangs- und Endzustand. Für die thermische Analyse entsprechend der Vorgehensweise in dieser Arbeit wird jedoch kein zeitabhängiger, sondern ein temperaturabhängiger Faktor zur Beschreibung des Expansionsgrades benötigt. Dieser Faktor wird im Folgenden als Expansionsfaktor EF bezeichnet. Die temperaturabhängige Darstellung erfolgt in Anlehnung an [LW07] mit den Gleichungen (5.9) bis (5.12). Der qualitative Verlauf für EP wird in Bild 5.12 verdeutlicht. Die Intumeszenz beginnt mit der Initialtemperatur T_1 und ist bei Erreichen der Temperatur T_3 entsprechend der in Abschnitt 5.4.3 vorgenommenen Phaseneinteilung komplett abgeschlossen. Die Temperatur T_2 ist der Mittelwert von T_1 und T_3 und wird zur mathematischen Beschreibung von EF benötigt.

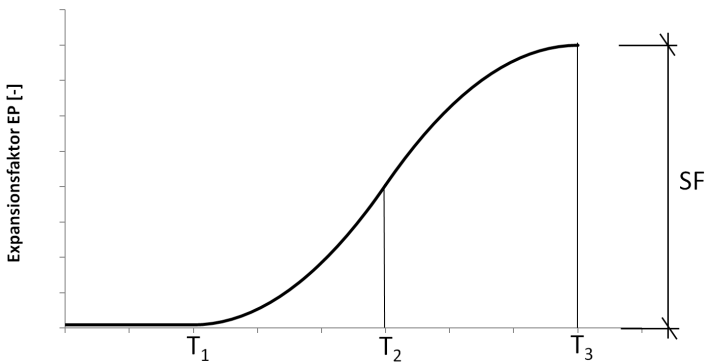


Bild 5.12 Abhängigkeit des Expansionsfaktors EF von der Temperatur

$$EF(T) = 1 \quad T < T_1 \quad (5.9)$$

$$EF(T) = 1 + \frac{1}{2}(SF - 1) \left(\frac{T - T_1}{T_2 - T_1} \right)^n \quad T_1 \leq T < T_2 \quad (5.10)$$

$$EF(T) = SF - \frac{1}{2}(SF - 1) \left(\frac{T_3 - T}{T_3 - T_2} \right)^n \quad T_2 \leq T < T_3 \quad (5.11)$$

$$EF(T) = SF \quad T \geq T_3 \quad (5.12)$$

Bartholmi und Schartel [BS07] schlagen für den Exponenten $n = 2$ vor.

Die Temperaturen T_1 und T_3 können indirekt aus Brandversuchen abgeleitet werden. Dafür sind in einem Diagramm zunächst die Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen HLB und Substrat aufzutragen. Zusätzlich werden die numerische 1. Ableitung und die numerische 2. Ableitung berechnet. Anhand der numerischen Ableitungen kann man die Zeitpunkte abschätzen, wann die Intumeszenzphase beginnt und wann sie endet (Bild 5.13). Die mittlere Temperatur der Beschichtung wird als Mittelwert der Temperatur der äußeren Faser und der Temperatur in der Grenzschicht angenommen. Der Wärmeübergangswiderstand wird dabei entsprechend Bild 4.5 pauschal mit einem Ansatz von 50 K berücksichtigt.

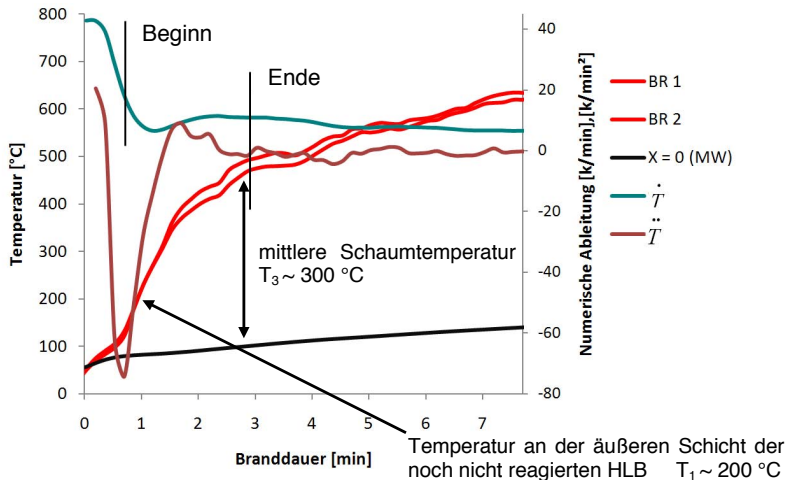


Bild 5.13 Intumeszenzphase: Abschätzung Beginn und Ende anhand der numerischen Ableitungen des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht zwischen HLB und Substrat, typisches Versuchsergebnis aus Abschnitt 3.5.1.1; Laborformulierung RAB 10

Aus der Auswertung der Versuchsreihe des Abschnittes 3.5.1.1 mit der Laborformulierung RAB 10 ergeben sich vereinfacht folgende Temperaturen T_1 bis T_3 :

$$T_1 = 200 \text{ °C}$$

$$T_2 = 250 \text{ °C}$$

$$T_3 = 300 \text{ °C}$$

Der Vergleich mit der DSC-Auswertung der verwandten Laborformulierung RAB 7, vgl. Anhang A3, zeigt, dass die angenommene Temperatur T_1 für den Beginn der Intumescenz genau zwischen zwei starken endothermen Peaks liegt, was die Abschätzung plausibel erscheinen lässt, da diese Peaks den Intumescenzprozess markieren.

Die temperaturabhängige Rohdichte $\rho(T)$ ist der Quotient aus der temperaturabhängigen Masse $M(T)$ und dem temperaturabhängigen Volumen $V(T)$:

$$\rho(T) = \frac{M(T)}{V(T)} \tag{5.13}$$

Das temperaturabhängige Volumen $V(T)$ ist das Produkt aus dem temperaturabhängigen Expansionsfaktors $EF(T)$ und dem Anfangsvolumen V_0 :

$$V(T) = V_0 \cdot EF(T) \tag{5.14}$$

Durch Einsetzen von Gleichung (5.14) in (5.13) erhält man die abschließende Formulierung für $\rho(T)$:

$$\rho(T) = \frac{1}{EF(T)} \cdot \frac{M(T)}{V_0} \tag{5.15}$$

Für die temperaturabhängige Masse $M(T)$ werden im Folgenden die Annahmen des Modells in Abschnitt 4.2.2.1, Bild 4.4, übernommen. Der daraus resultierende Verlauf der temperaturabhängigen Rohdichte wird für verschiedene Schaumfaktoren SF in Bild 5.14 dargestellt. Die Rohdichte des Feststoffes vor der Intumescenz ρ_0 wird hier in Übereinstimmung mit den Angaben in [Kr10] für die Ausgangsstoffe der HLB zu $\rho_0 = 1200 \text{ kg/m}^3$ angenommen. Eigene Messungen ergaben Werte zwischen $1200 \leq \rho_0 \leq 1400 \text{ kg/m}^3$ und bestätigen damit [Kr10].

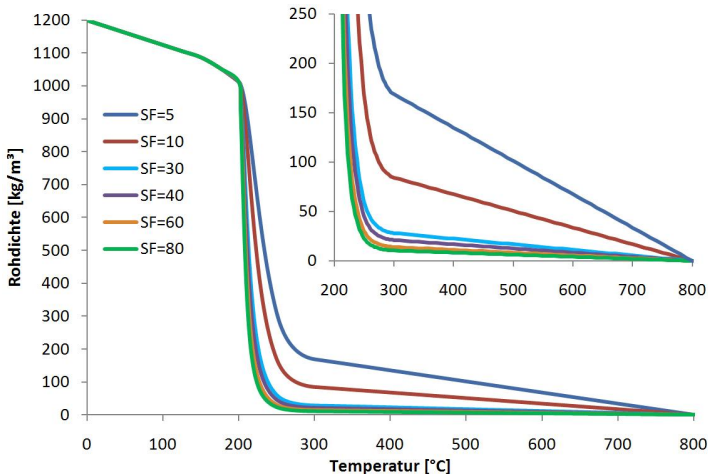


Bild 5.14 Temperaturabhängiger Rohdichteverlauf $\rho(T)$ bei verschiedenen Schaumfaktoren SF, Rohdichte des Feststoffes $\rho_0 = 1200 \text{ kg/m}^3$

5.4.1.1 Submodell für den Schaumfaktor

Für das Modell der Rohdichte wird als Eingangswert unter anderem der Schaumfaktor SF benötigt, der bisher nur als Scharparameter aufgetaucht ist und hier in einem Submodell beschrieben werden soll. Im Rahmen der systematischen Kleinbrandversuche wurde jeweils die finale Schaumdicke l gemessen. Pro untersuchte Anfangsschichtdicke l_0 konnten jedoch nur 2 Versuche durchgeführt werden, sodass eine belastbare statistische Auswertung noch nicht möglich ist.

In Bild 5.15 werden die berechneten Werte für SF über die jeweilige Anfangsschichtdicke aufgetragen und durch eine Regressionskurve ergänzt. Es zeigt sich ein deutlicher Trend, dass der Schaumfaktor mit zunehmender Anfangsschichtdicke abnimmt. Bei den Versuchen mit Anfangsschichtdicken von 2,5 mm und mehr war die Abrutschneigung sehr ausgeprägt, im Bild 5.15 mit einem roten Balken dargestellt. Für die praktische Anwendung der HLB sollten diese großen Schichtdicken vermieden werden.

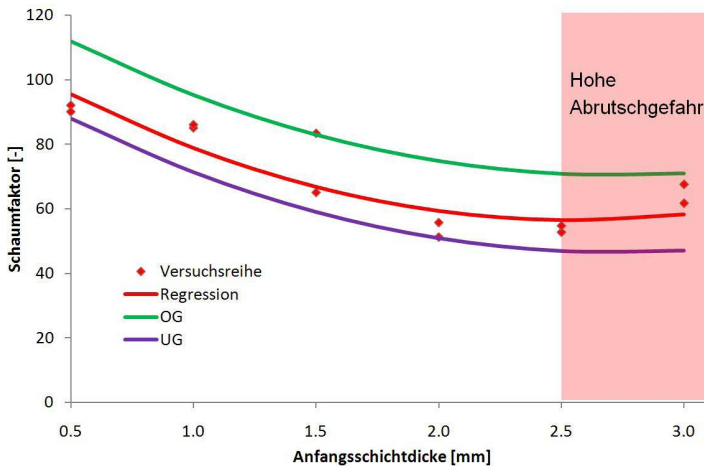


Bild 5.15 Schaumfaktor SF in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke

Physikalisch-chemisch ist der Trend mit dem vorhandenen Wissen über den Intumeszenzprozess nur schwerlich zu begründen. Auf jeden Fall auszuschließen ist ein Überbleiben nicht reagierter Beschichtung unter dem Schaum, da dieser zur Überprüfung nach der Dickenmessung komplett vom Substrat abgekratzt wurde. Das Erweichen der Bindemittelmatrix und die Gasbildungsreaktion müssen thermisch so aufeinander abgestimmt sein, dass es überhaupt zur Bildung eines Schaumes kommen kann. Bei sehr dünnen Schichtdicken steigt die Temperatur schlagartig in der gesamten Beschichtung an, und das vorhandene Material kann mit maximaler Effektivität einen Schaum bilden. Mit steigender Anfangsschichtdicke verläuft die Erwärmung in tieferen Schichten langsamer, wobei die beginnende Intumeszenz der äußeren Schichten noch eine zusätzliche Verlangsamung bedingt. Vermutlich wirkt sich der verlangsamte Energieeintrag negativ auf die zeitliche Abstimmung der chemischen Reaktionen aus.

Wie bereits eingangs erwähnt, ist die Datenlage über den Schaumfaktor für belastbare, statistische Auswertungen zu gering. Daher werden im Folgenden mathematische Formulierungen für einen oberen und einen unteren Grenzwert gewählt. Der untere Grenzwert führt bei der Bestimmung der Schaumhöhe zu einer konservativen Schutzdauer, da der Wärmeleitwiderstand direkt mit der Schichtdicke korreliert ist.

Oberer Grenzwert für SF:

$$SF_{OG} = 9,26 \cdot l_0^{1,95} - 46,95 \cdot l_0 + 113 \quad (5.16)$$

Unterer Grenzwert für SF:

$$SF_{UG} = 9,26 \cdot l_0^{1,95} - 46,95 \cdot l_0 + 109 \quad (5.17)$$

5.4.2 Spezifische Wärmekapazität mittels DSC

Die spezifische Wärmekapazität c_p bei konstantem Druck wird in der Regel mit einem Kalorimeter bestimmt. Ein weitverbreitetes Verfahren hierfür ist die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) [MH86]. In der Regel erfolgt hierbei eine Vergleichsmessung mit einem Saphir, welcher zu den Mineralen des Korunds zählt. In diesem Zusammenhang spricht man deshalb auch von der Saphirmethode. Wesentliche Voraussetzung für das Verfahren ist, dass während der Messung keine thermischen Effekte aufgrund chemischer Reaktionen auftreten.

Am WKI wurden innerhalb der Projekte [INO09] und [NB10] entsprechende Messungen an verschiedenen Laborformulierungen der HLB versucht. Problematisch stellten sich die vielen thermischen Effekte dar, sodass keine Haltepunkte für die c_p -Messungen definiert werden konnten (Bilder A.22 und A.23).

Da bei der chemischen Entwicklung die Wirkungsweisen der keramisierenden Elastomere mit den klassischen Dämmschichtbildnern kombiniert wurden [Kr10], [Si06], erfolgten ferner Versuche an der Laborformulierung NB0, welche eigentlich nur für Stahlssysteme konzipiert wurde. Diese Vorgehensweise sollte zumindest die Größenordnungen für c_p in Erfahrung bringen, sodass die TPS-Messungen des folgenden Abschnittes auf Plausibilität überprüft werden können.

Auch NB0 unterliegt einigen thermischen Effekten, wobei zwischen diesen jedoch ausgeprägte Haltepunkte gefunden wurden. Diese Bereiche möglicher c_p -Messungen sind in Bild A.21 mit gelben Balken hinterlegt. Tabelle 5.1 fasst die Untersuchungsergebnisse der Laborformulierung NB0 zusammen [Je09].

Tabelle 5.1 Temperaturbereiche und Mittelwerte der c_p -Messungen mittels DSC am WKI; Laborformulierung NB0 [Je09]

Temperaturbereich [°C]	25 - 160	260 - 270	400 - 430	540 - 545
Mittelwert c_p [J/(gK)]	0,71 ± 0,15	0,94 ± 0,15	0,97 ± 0,11	4,58 ± 0,25

5.4.3 Temperaturleitfähigkeit mittels TPS

Die Wärmeleitfähigkeiten von Baustoffen können durch stationäre und instationäre Verfahren ermittelt werden. In der Regel wendet man das stationär arbeitende Plattenmessgerät nach DIN EN 12667 an. Dieses benötigt relativ große Probekörperflächen und die Proben werden mit einem gewissen Druck zwischen den beiden Heiz- bzw. Messplatten eingespannt. Die praktisch realisierbaren Proben sowohl für die nicht reagierte als auch für die aufgeschäumte Beschichtung können in das Plattengerät nicht eingebaut werden, sodass nur ein instationäres Verfahren mit entsprechend kleinen Probekörperabmessungen das Mittel der Wahl sein kann.

Kruse [Kr10] beschreibt Temperaturleitfähigkeitsmessungen an der Grundbeschichtung und an Schäumen mit dem so genannten „Transient-Hot-Strip-Verfahren“ (THS), welches eine solche instationäre bzw. transiente Testmethode ist. Tabelle 5.2 zitiert die publizierten Werte der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Wärmeleitfähigkeit λ für die Temperaturstufen 20 °C und 480 °C. Die Angaben sind insofern nur eingeschränkt nutzbar, als aus technischen Gründen die Werte für 480 °C einem Schaum entsprechen, der zwar so hoch erhitzt wurde, dessen Messung jedoch dann wieder bei Raumtemperatur erfolgte. Somit wird bei der Wärmeleitfähigkeitsmessung der bei hohen Temperaturen dominierende Strahlungsanteil nicht korrekt berücksichtigt.

Tabelle 5.2 Mittelwerte für die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Wärmekapazität c_p der HLB nach *Kruse* [Kr10]

	20° C	480 °C*
c_p [MJ/(kgK)]	2,427	6,729
λ [W/(mK)]	0,24	0,04

* Aufheiztemperatur des Schaumes, Messung bei RT

In der vorliegenden Arbeit werden die Untersuchungen von *Kruse* [Kr10] durch eigene Untersuchungen systematisch erweitert, indem die Anzahl der untersuchten Temperaturstufen erhöht wird. Zum Einsatz kommt am iBMB das so genannte „Transient-Plane-Source-Verfahren“ (TPS), ebenfalls eine transiente Testmethode. *Jansson* [Ja04] hat das Verfahren für eine Reihe von Standardbaustoffen wie Holz, Beton und Mineralwolle getestet. Die Anwendung auf Dämmschichtbildner wurde in der Literatur dagegen nicht gefunden.

Sowohl die Untersuchungen der Beschichtung vor der Intumescenz als auch des Schaumes basieren auf der Laborformulierung RAB10, welche auch bei der systematischen Kleinversuchserie in Abschnitt 3.5.1.1 eingesetzt wurde.

5.4.3.1 Messprinzip

Vorteil der TPS-Methode gegenüber der THS-Methode ist die Größe der Probekörper, da diese in Abhängigkeit vom verwendeten TPS-Sensor nochmals deutlich kleiner sein können. Die physikalischen Modelle der beiden Methoden unterscheiden sich jedoch nicht [LG95].

Der Sensor wird zwischen zwei Probekörperhälften fest eingespannt (Bild 5.16). Um Messungen im Bereich von Temperaturen über 200 °C durchführen zu können, muss der Sensor anstatt des Standardmaterials Kapton (Polyimid) aus Mica (Schichtsilikat) bestehen. Mica ist jedoch sehr empfindlich, sodass die Lebensdauer der Sensoren sehr eingeschränkt ist und die Anzahl der Messungen aus Kostengründen nicht beliebig hoch gewählt werden kann.

Messgrößen des TPS-Verfahrens sind die Wärmeleitfähigkeit λ und die Temperaturleitfähigkeit a . Hieraus kann die volumetrische spezifische Wärmekapazität ρc_p durch einfache Division bestimmt werden. Ist die Dichte bekannt, lässt sich letztlich auch die massenbezogene spezifische Wärmekapazität c_p berechnen.

Der Sensor fungiert gleichzeitig als Wärmequelle und als Thermometer. Während des Messvorgangs wird ein konstanter Strom durch den Nickeldraht des Sensors geschickt. Dieser führt zu einer Erwärmung des Sensors und der berührenden Probekörperfläche um ca. 2 bis 3 K. Diese Erwärmung verändert den Widerstand des Drahtes und wird messtechnisch als Spannungsänderung erfasst, woraus entsprechend der Theorie nach *Log* und *Gustafsson* [LG95] die gesuchten Messgrößen abgeleitet werden. Dabei ist der jeweilige Temperaturverlauf im Bezug zum fließenden Strom bzw. zur eingetragenen Energie charakteristisch für die thermischen Materialeigenschaften des Stoffes.

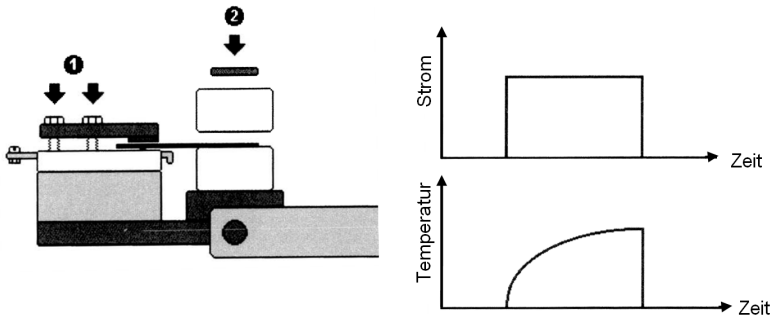


Bild 5.16 TPS-Methode; links: Anordnung des Sensors zwischen den Probekörperhälften; rechts: Grundlage des Messprinzips, entnommen aus [HD10]

Die Sensorgröße und elektrische Leistung sind jeweils so auf den Probekörper abzustimmen, dass die thermische Welle, die vom Sensor ausgeht, den Probekörper nicht verlässt. Grundsätzlich muss dafür die Dicke der Probe mindestens dem Sensorradius entsprechen, der Probendurchmesser mindestens dem zweifachen Sensordurchmesser.

Der Abfluss der Wärme vom Sensor in den Probekörper darf sich nicht mit äußeren Temperatureinwirkungen überlagern, weshalb der Ofen vor der Messung über einen Zeitraum von 1 bis 2 Stunden stabilisiert werden muss. Dieses ist dann ein Problem, wenn sich der Stoff bei Temperatureinwirkung mit der Zeit erkennbar zersetzt, wie es bei der HLB der Fall ist. Die Messungen werden nicht unmöglich, sind jedoch entsprechend schwierig. Eine geeignete Vorgehensweise wird in Abschnitt 5.4.3.3 beschrieben.

5.4.3.2 Materialkennwerte der unreaktierten Beschichtung

Die thermischen Materialkennwerte der unreaktierten Beschichtung wurden an Scheiben mit einer Dicke von 10 mm und einem Durchmesser von 50 mm untersucht. Die Ergebnisse für die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Wärmekapazität c_p werden in Bild 5.17 dargestellt. Für die Umrechnung von ρc_p in c_p wurde die Anfangsrohichte mit $\rho_0 = 1200 \text{ kg/m}^3$ angenommen. Die im Bild dargestellten Streubereiche entsprechen einem Variationskoeffizienten $V = 10\%$.

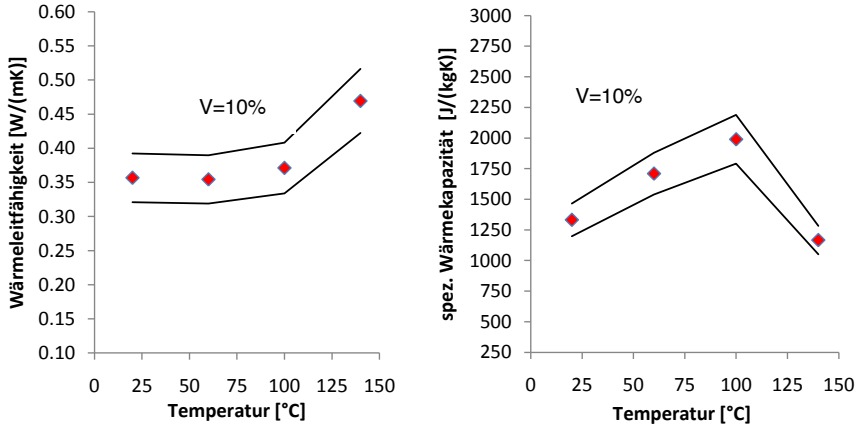


Bild 5.17 TPS-Messungen der unreaktierten Beschichtung; links: Wärmeleitfähigkeit λ rechts: spezifische Wärmekapazität c_p

Die Wärmeleitfähigkeit steigt mit der Temperatur kontinuierlich an. Die spezifische Wärmekapazität weist bei der Temperaturstufe 100 $^{\circ}\text{C}$ einen Höhepunkt auf. Die in Tabelle 5.2 von Kruse [Kr10] übernommenen Werte für 20 $^{\circ}\text{C}$ unterscheiden sich sowohl für λ (0,24 $\text{W}/(\text{mK})$) als auch c_p (2427 $\text{J}/(\text{kgK})$) sehr deutlich. Zur Verifikation der eigenen Messungen wird deshalb ein Vergleich mit Literaturwerten ergänzt. Die untersuchte Beschichtung RAB10 gehört zur Kunststoffgruppe der Duroplaste und dort zu den Melamin-/Phenolharzen. In [Ke10] wird für den Kunststoff MP183 unter Normalbedingungen eine Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 0,45 \text{ W}/(\text{mK})$ und eine spezifische Wärmekapazität $c_p = 1100 \text{ J}/(\text{kgK})$ angegeben. Damit liegen die eigenen Messwerte zwischen den Literaturangaben [Kr10] und [Ke10]. Unter der Berücksichtigung, dass die Beschichtungen seit den Messungen von Kruse [Kr10] deutlich weiterentwickelt wurden und dass es sich bei RAB10 auch nicht um einen exakten Kunststoff entsprechend dem genannten MP183 handelt, werden die TPS-Messwerte der Größenordnung nach als plausibel angenommen.

5.4.3.3 Materialkennwerte des Schaumes

Es ist nicht möglich, den Intumeszenzprozess bei der TPS-Messung direkt zu berücksichtigen. Denn der Ofen muss über einen längeren Zeitraum stabilisiert werden, der Intumeszenzprozess dagegen läuft dynamisch ab. Die Stabilisierung ist erforderlich, damit dem Heizimpuls des Sensors keine äußere Temperaturgeschichte überlagert wird. Ferner ist ein direkter Kontakt

zwischen Schaum und Sensor zu gewährleisten. Zur Vorbereitung der Messung wurde zunächst eine beschichtete Stahlplatte im Cone-Kalorimeter mit einer Wärmestromdichte von 50 kW/m^2 erwärmt, bis der Intumescenzprozess abgeschlossen war (Bild 5.18). Der fertige Schaum wurde dann so im Elektroofen platziert, dass der Sensor möglichst gleichmäßig umschlossen war. Nun konnten die verschiedenen Temperaturstufen angefahren werden und die Ofenstabilisierung erfolgen. Wegen des Zersetzungsprozesses der HLB wurde in der Regel eine Probe pro Temperaturstufe benötigt. Wärmequellen und –senken können mit dieser Methode nur dann erfasst werden, wenn diese ausreichend ausgeprägt und lang anhaltend sind.

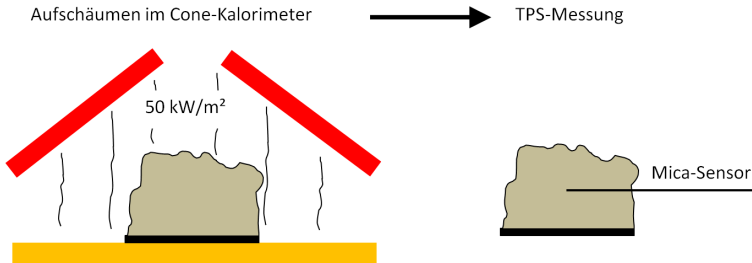


Bild 5.18 Spezielle Vorgehensweise bei der Untersuchung intumescierender Beschichtungen mittels TPS

Wärmeleitfähigkeit

Die einzelnen Probekörper wiesen eine Schaumstruktur entsprechend Bild 5.21, rechte Seite, auf. Der mittlere Porendurchmesser wurde auf 1 bis 2 mm geschätzt, wobei teilweise einzelne Lunker mit deutlich größerem Durchmesser vorhanden waren. In Bild 5.19 werden die Ergebnisse der TPS-Messungen für die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ gezeigt. Der Streubereich entspricht dabei einem maximalen Variationskoeffizienten $V = 5 \%$, der sich aus jeweils 5 bis 6 Einzelmessungen ergeben hat. Aufgrund des Verfahrens können Werte für Temperaturen von $160 \text{ }^\circ\text{C}$ angegeben werden, obwohl bei dieser Stufe in Realität noch keine abgeschlossene Schaumstruktur vorliegt. Ergänzend werden im Bild 5.19 die theoretischen Werte für λ entsprechend des in Abschnitt 5.3.2 eingeführten Modells von *Spitzner* [Sp00] für die Porenweiten 1 und 2 mm angegeben. Die Ergebnisse der TPS-Messungen stimmen vom typischen Verlauf und auch quantitativ sehr gut mit den theoretischen Werten überein.

Inwiefern die ermittelten Messwerte für allgemeine Modelle anwendbar sind, wird im nachfolgenden Abschnitt diskutiert. Insbesondere der Variationskoeffizient $V = 5 \%$ erscheint nur unter Laborbedingungen realistisch.

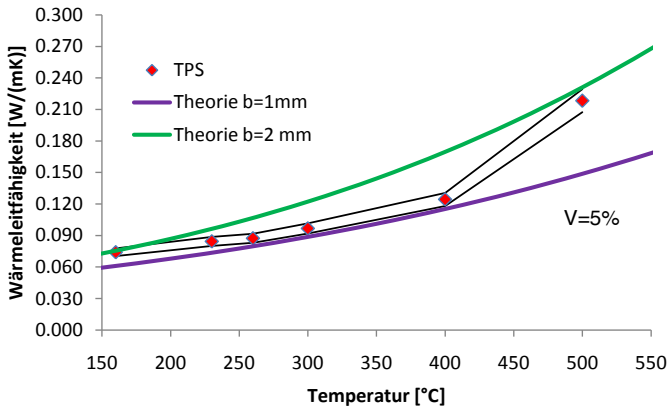


Bild 5.19 Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit λ mittels TPS-System und Vergleich mit den theoretischen Werten für die geschätzten Porenbreiten von 1,0 und 2,0 mm nach dem Modell von *Spitzner* [Sp00]

Spezifische Wärmekapazität

Die TPS-Messung ermittelt grundsätzlich eine volumetrische spezifische Wärmekapazität pc_p , die bei Kenntnis der Rohdichte p in die massenbezogene spezifische Wärmekapazität c_p umgerechnet werden kann. Die eigenen Messungen werden mit dem in Abschnitt 5.4.1 beschriebenen Rohdichtemodell unter Annahme eines Schaumfaktors $SF = 50$ umgerechnet (Bild 5.20). Dieser Wert für SF entspricht im Mittel den Beobachtungen bei der Erzeugung der Schäume im Elektrofen. Bei der Interpretation der Daten ist zu berücksichtigen, dass hier nur am Schaum gemessen wurde, und zwar auch bei derart niedrigen Temperaturen, bei denen in Realität noch keine Intumescenz stattfindet. Bei 260 °C ist ein deutlicher Peak nach oben erkennbar. In diesem Temperaturbereich findet entsprechend der in Bild A.22 und A.23 gezeigten DSC-Messungen ein ausgeprägt endothermer Prozess statt. Der Peak ist somit plausibel. Bei den Messungen ergab sich ein mittlerer Variationskoeffizient $V = 10\%$, der im Diagramm wiederum als Streubereich angegeben ist.

Zum Vergleich ist im Bild 5.20 auch der von *Kruse* [Kr10] für 480 °C ermittelte c_p -Wert eingetragen. Er liegt in guter Übereinstimmung fast im Streubereich der eigenen TPS-Messungen.

Darüber hinaus wird das Ergebnis aus den DSC-Messungen an der Laborformulierung NB0 aufgetragen, vgl. Abschnitt 5.4.2. Die Werte liegen allesamt deutlich unter den TPS-Werten für RAB10. Dieses kann zweierlei Gründe haben. Entweder weichen die Ergebnisse der DSC systematisch von den TPS-Messungen ab, oder die Formulierungen NB0 und RAB10 haben signifikant unterschiedliche c_p -Werte. Bei der Festlegung von Rechenwerten für die thermischen Materialkennwerte in Abschnitt 6.2 werden zunächst die TPS-Werte übernommen und erforderlichenfalls modifiziert.

Die c_p -Werte der HLB im Temperaturbereich von 150 °C im reagierten und unreagierten Zustand, vgl. hierzu Bild 5.17, unterscheiden sich deutlich. Dieses ist deshalb nicht verwunderlich, weil aufgrund der Vielzahl chemischer Reaktionen bei der Intumescenz im Schaum ein gänzlich anderes Stoffsystem als im unreagierten Zustand vorliegt.

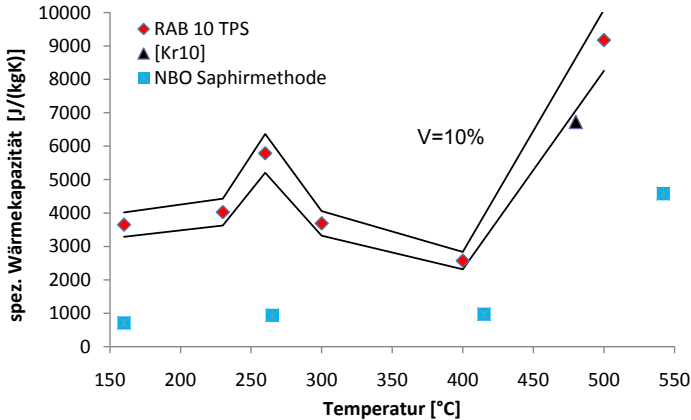


Bild 5.20 Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität c_p mittels TPS-System und Vergleich mit der NBO-Messung mittels DSC und der Angabe in [Kr10]

Zur Verifikation der TPS-Messungen wurden c_p -Werte in der Literatur gesucht, vgl. Abschnitt 2.4.5.1. Bei den gefundenen Angaben in [ALM09], [HNR94] und [Ra08] ist jedoch von Rechenwerten auszugehen, die nur im Zusammenhang mit den jeweils angesetzten Werten für die Rohdichte ρ und die Wärmeleitfähigkeit λ gesehen werden können. Ein Vergleich mit den hier gezeigten Stoffgrößen verbietet sich folglich, und eine weitere Verifikation ist mit den im Rahmen dieser Arbeit vorhandenen Mitteln nicht möglich.

5.4.3.4 Gültigkeitsbereich der TPS-Messungen für die Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit intumescierender Beschichtungen hängt im Wesentlichen vom Intumescenzprozess ab. Denn hierbei entscheidet sich, wie dick der isolierende Schaum letztlich wird und wie die Porenform ausgebildet ist. In den beiden Projekten [INO09] und [NB10] wurden Möglichkeiten gesucht, die Schaumstruktur gezielt zu beeinflussen. Jedoch reichten die vorhandenen Kenntnisse noch nicht aus, um die Entwicklung der Porenstruktur in Abhängigkeit vom Brandzenario exakt zu steuern bzw. vorherzusagen.

Wie groß die Unterschiede der Schaumstruktur in Abhängigkeit vom Brandszenario sein können, wird in Bild 5.21 anschaulich dargestellt. Auf der linken Seite ist ein Schaum abgebildet, der nach rund 30-minütiger Beflammung im Kleinbrandofen gezielt mechanisch an der Oberfläche geöffnet wurde, um einen Einblick in das Innere zu ermöglichen. Es zeigten sich an der Feuerseite Bereiche mit sehr kleinen Poren von unter 5 mm, im unteren Bereich war der Schaum jedoch sehr stark zerklüftet und mit röhrenförmigen Poren durchsetzt. Der mittlere Porendurchmesser kann

hier nur geschätzt werden und liegt vermutlich bei 20 bis 30 mm. Der Schaum auf der rechten Seite des Bildes wurde im Cone-Kalorimeter bei einer Wärmestromdichte von 50 kW/m^2 erzeugt und diente TPS-Messungen. Es gibt nur wenige Lunken und es wird ein mittlerer Porendurchmesser von 1 bis 2 mm geschätzt. Die gezeigten Schaumstrukturen sind somit unterschiedlich, was sicherlich auf die unterschiedlichen Brandszenarien, Ventilations- und geometrischen Bedingungen zurückzuführen ist, da die eingesetzten Laborformulierungen jeweils identisch waren und aus derselben Charge stammten.

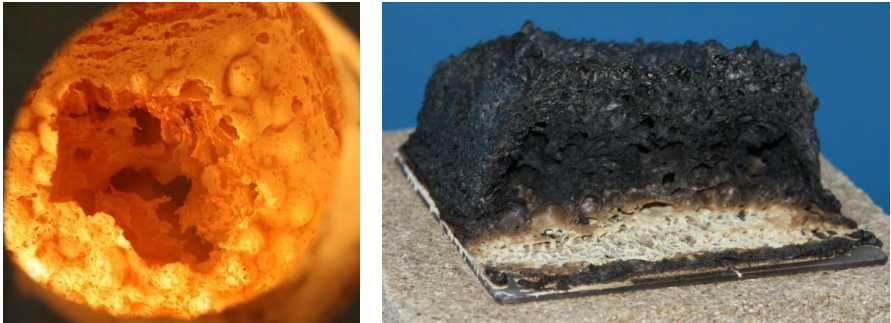


Bild 5.21 links: Schaumstruktur im Kleinbrandofen, geschätzter mittlerer Porendurchmesser 20 bis 30 mm; rechts: Schaumstruktur im Cone-Kalorimeter (50 kW/m^2), geschätzter mittlerer Porendurchmesser 1 bis 2 mm; Laborformulierung RAB10

In Bild 5.22 werden die theoretischen äquivalenten Wärmeleitfähigkeiten λ_{aq} nach dem Würfelporenmodell von *Spitzner* [Sp00] für beide Strukturen dargestellt und ins Verhältnis gesetzt. Hierbei wird angenommen, dass auch in den großen Poren noch keine Konvektion eingesetzt hat, sodass der Einfluss vernachlässigbar ist. Der grobe Schaum aus dem Kleinbrandofen hat eine bis zu 14-fach größere Wärmeleitfähigkeit als der feine Schaum aus dem Cone-Kalorimeter.

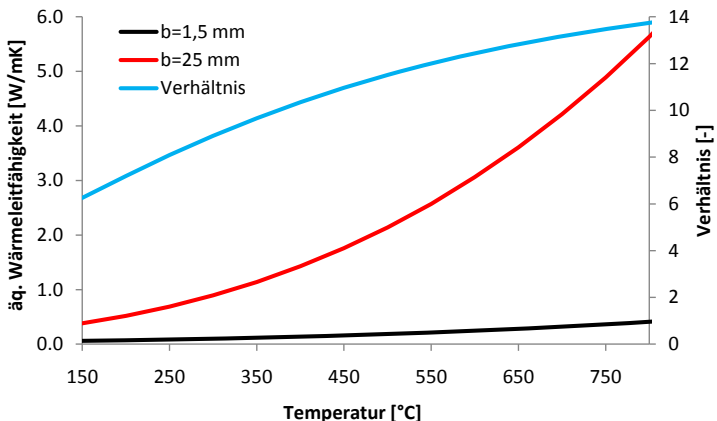


Bild 5.22 Theoretische äquivalente Wärmeleitfähigkeiten λ_{aq} der beiden unterschiedlichen Schaumstrukturen aus Bild 5.21 und Darstellung des Verhältnisses

Der Vergleich zwischen theoretischem Modell und den TPS-Messungen bestätigt die grundsätzliche Möglichkeit der Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit intumescierender Beschichtungen mittels TPS-Methode und die Lieferung zufriedenstellender Ergebnisse. Die labormäßig erzeugten Schäume haben jedoch andere Wärmeleitfähigkeiten als solche Schäume, die in größermaßstäblichen Versuchen entstehen. Letztere können aus praktischen Gründen jedoch nicht mittels TPS ausgemessen werden.

5.4.4 Berechnung der Wärmeleitfähigkeit aus Brandversuchen

Aufgrund der im vorherigen Abschnitt aufgedeckten Schwierigkeiten bei der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von realmaßstäblichen Schäumen mittels TPS werden in diesem Abschnitt die Wärmeleitfähigkeiten der Schäume, die bei den Kleinbrandversuchen in Abschnitt 3.5.1.1 erzeugt wurden, durch numerische Simulationen hergeleitet.

Da die thermischen Materialkennwerte für beschichtetes Holz und Werte für die spezifische Wärmekapazität c_p sowie ein Modell für die Rohdichte ρ der HLB bekannt sind, verbleibt die Wärmeleitfähigkeit λ der HLB als Unbekannte. Dieses ermöglicht eine physikalisch eindeutige Rückrechnung der Größe.

Die Rechnungen werden mit dem Programm *Fires-T* [Fires-T] durchgeführt, da dieses sehr schnell konvergiert und die iterative Bestimmung der gesuchten Größe beschleunigt.

Als äußere Temperatureinwirkung wird der jeweils im Brandraum gemessene Temperaturverlauf gewählt, da dieser versuchsbedingt leicht von der ETK abweichen kann. Die resultierende Emissionszahl ϵ_{res} wird entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 5.3.3 zu 0,8 gewählt. Der konvektive Wärmeübergangswiderstand α_c beträgt 0,25 m²K/W und entspricht damit den Angaben in Eurocode DIN EN 1991-1-2. *Bartholmi* und *Schartel* [BS07] schlagen für ähnliche Fragestellungen $\alpha_c = 60$ m²K/W vor. Eine Überprüfung dieses Wertes mithilfe der Angaben zur Berechnung des konvektiven Wärmeübergangswiderstandes in [Ho10] lässt diesen jedoch deutlich zu groß erscheinen.

In [BS07] wird für die Rückrechnung thermischer Materialkennwerte die Schicht auf eine Dicke von 1 m normiert. In dieser Arbeit indes erfolgt die Modellierung mit einer konstanten Schaumdicke entsprechend den Messungen im jeweiligen Versuch, um möglichst realistische Werte für λ zu generieren. Die Intumescenz wird, wie auch in [BS07], nicht explizit berücksichtigt. Folglich sind die ermittelten temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten bis zu Temperaturen kurz nach Abschluss der Intumescenz ideale Werte. Die Rohdichte wird bis zu einer Temperatur von 180 °C mit dem Kehrwert des Schaumfaktors $1/\text{SF}$ multipliziert und dann entsprechend dem eigenen Modell korrekt eingesetzt.

In Bild 5.23 wird exemplarisch die Genauigkeit des Verfahrens für die Rückrechnung eines Versuchs mit einer anfänglichen Schichtdicke von $l_0 = 3,0$ mm gezeigt. Verglichen werden die Temperaturverläufe aus Simulation und Versuch in der Grenzschicht zwischen Beschichtung und Substrat. Bedingt durch die Modellierung einer konstanten Schichtdicke steigt die Temperatur in

der Simulation während des Intumeszenzprozesses etwas langsamer als in Realität an. Nach einer Branddauer von ca. 4 Minuten stimmen Versuch und Rechnung fast exakt überein, die relativen Abweichungen betragen weniger als 5 %. Nach 28 Minuten steigt der reale Temperaturverlauf schlagartig an, wogegen die Simulation einen weiterhin gleichförmigen Verlauf ergibt. Dieses rührt daher, dass im laufenden Versuch nach Entzünden der Holzoberfläche die Schaumschicht vollständig abgetragen wurde, der Brenner jedoch noch nicht abgestellt war.

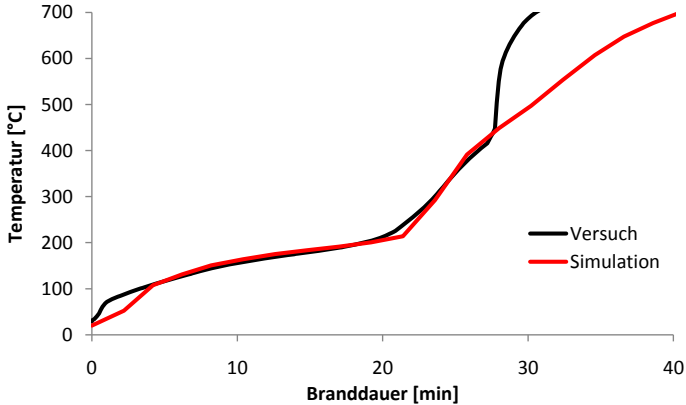


Bild 5.23 Vergleich der Temperaturverläufe aus Versuch und Simulation in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung; Versuch T8_11 (Anhang A2) mit einer Anfangsschichtdicke $l_0 = 3,0$ mm

Die rückgerechneten λ -Werte werden über der Anfangsschichtdicke l_0 aufgetragen (Bild 5.24). Dabei handelt es sich jedoch nur um die Temperaturbereiche mit physikalisch nachvollziehbaren Werten. Die rein ideellen Wärmeleitfähigkeiten werden hier nicht dargestellt. Eine vollständige Wiedergabe erfolgt dagegen in Anhang A4.

Der steigenden Temperatur folgend wächst die Wärmeleitfähigkeit grundsätzlich an, was sich im Bild durch die gestapelten Kurvenverläufe ablesen lässt. Dieses ist entsprechend den theoretischen Betrachtungen in Abschnitt 5.3.3 auch zu erwarten, wonach mit steigender Temperatur der Strahlungsaustausch charakteristisch wird. Im Bereich der Anfangsschichtdicken von 2,5 und 3,0 mm ist nicht mehr hundertprozentig auszuschließen, dass Anteile aus Konvektion in den berechneten Werten enthalten sind, vgl. Abschnitt 5.3.2. Ferner ist bei jeder einzelnen Temperaturstufe ein deutlicher Anstieg der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke erkennbar.

Die Größenordnungen der ermittelten λ -Werte unterstreichen deutlich die Hypothese des vorhergehenden Abschnittes, wonach die Wärmeleitfähigkeit des jeweiligen Beschichtungssystems starken Systemeffekten unterliegt. Die Ergebnisse der TPS-Messungen mit Schäumen im Kleinstmaßstab wären auf keinen Schaum, wie er im Normbrandversuch entstanden ist, übertragbar.

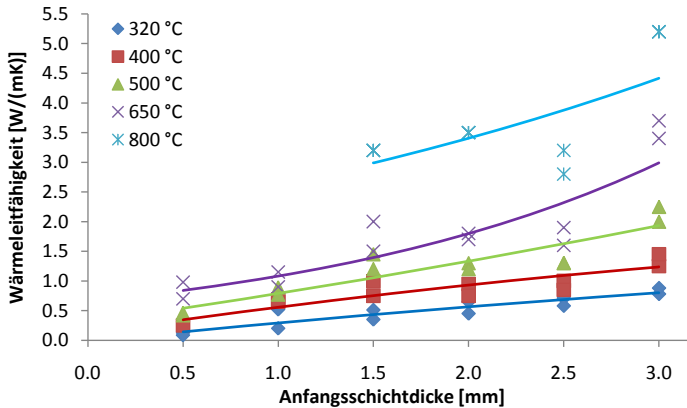


Bild 5.24 Wärmeleitfähigkeit λ der HLB in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke; Rückrechnung aus Versuchen im Kleinbrandofen

5.4.5 Zustand des abgeschlossenen Porenbildes

Die Parameterstudie des Abschnittes 5.3.3 identifiziert den Porendurchmesser als die wesentliche Stellschraube zur Beeinflussung der Wärmeleitfähigkeit des Schaumes. Dementsprechend sind bei der chemischen Entwicklung Laborformulierungen mit besonders kleinen Porendurchmessern zu bevorzugen. Es ist jedoch von der praktischen Durchführung her nicht einfach möglich, den Porendurchmesser in einem Normbrandversuch direkt zu bestimmen. Im Rahmen des Projektes [NB10] hat es entsprechende Tastversuche am Fraunhofer ICT mit einem Computertomographen gegeben [Sc09b]. Dieses funktionierte jedoch nur an Schäumen, die im Labor des ICT erzeugt wurden, da ein Transport der Schäume aus den Versuchen am iBMB zum ICT nicht möglich war.

Streng genommen ist es falsch, einen einzigen Porendurchmesser für einen Schaum zu definieren, denn es handelt sich augenscheinlich immer um ein System mit verschiedenen Poren, das eine statistische Porenradienverteilung aufweist. Nach dem Intumeszenzprozess liegt ein statischer Schaum mit konstanter Dicke im Zustand des abgeschlossenen Porenbildes vor. Für diesen Zustand kann ein rechnerischer mittlerer Porendurchmesser b_m bestimmt werden, der für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ_{aq} des Schaumes maßgeblich ist.

Die aus Kleinbrandversuchen rückgerechneten temperaturabhängigen Werte für die Wärmeleitfähigkeit λ werden mit der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit λ_{aq} entsprechend des theoretischen Modells nach *Spitzner* [Sp00], vgl. Abschnitt 5.3.2, gleichgesetzt. Durch Minimierung der Fehlerquadratsumme aus rückgerechneten Wärmeleitfähigkeiten und solcher des theoretischen Modells ergibt sich nun der mittlere rechnerische Porendurchmesser b_m . Im Bereich von Anfangsschichtdicken mit 2,5 und 3,0 mm waren die real beobachteten Poren zum Teil sehr groß und ein gegebenenfalls vorhandener Anteil aus konvektiver Wärmeleitung, der im Rahmen des Modells jedoch nicht erfasst wird, führt zur Bestimmung eines oberen Grenzwertes für b_m .

In Bild 5.25 sind die Ergebnisse der Berechnungen der mittleren Porendurchmesser b_m für die Kleinbrandversuche über der Anfangsschichtdicke l_0 dargestellt. Es zeichnet sich ein linearer Trend mit einem hohen Bestimmtheitsmaß ab, wonach b_m proportional zur Anfangsschichtdicke ist. Dieses ist insofern plausibel, als im vorigen Abschnitt auch ein Anwachsen der Wärmeleitfähigkeit mit ansteigender Schichtdicke beobachtet wurde. Der Porendurchmesser beträgt rund 5 mm bei 500 μm Anfangsschichtdicke und sogar über 23 mm bei 3 mm Anfangsschichtdicke.

Für zukünftige Optimierungen der Laborformulierungen ist es erforderlich, die Steigung der Trendlinie zu minimieren. Die Überprüfung kann mit wenigen Versuchen anhand zweier Anfangsschichtdicken l_0 erfolgen.

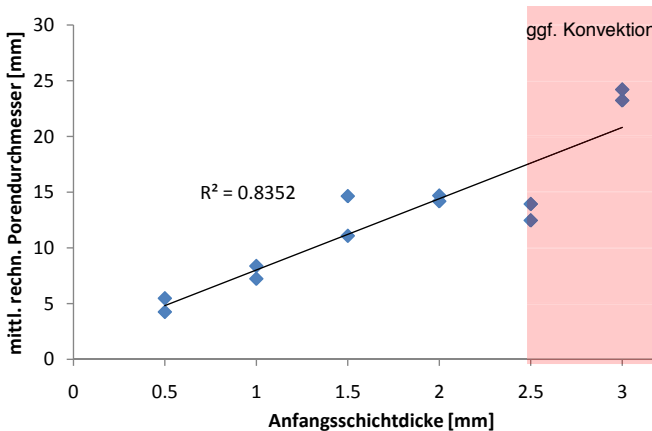


Bild 5.25 Mittlerer rechnerischer Porendurchmesser des Schaumes in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke

5.5 Wärmeleitwiderstand

5.5.1 Stationäres Modell

Die HLB muss im aufgeschäumten Zustand zur Erzielung optimaler Brandleistungen einen möglichst hohen Wärmeleitwiderstand R aufweisen. Dieser berechnet sich im allgemein bekannten stationären Fall aus dem Quotienten der Dicke d des Schaumes und der Wärmeleitfähigkeit λ :

$$R = \frac{d}{\lambda} \quad [\text{m}^2\text{K/W}] \quad (5.18)$$

In Bild 5.26 wird R bei verschiedenen Temperaturen über der Anfangsschichtdicke l_0 aufgetragen, wobei die Daten, die in den Bildern 5.15 und 5.24 dargestellt sind, als Grundlage dienen. Bei einer Temperatur von 320 °C nimmt der Wärmeleitwiderstand sehr deutlich ab. Bei höheren Temperaturen dagegen kann der Wärmeleitwiderstand unabhängig von der Anfangsschichtdicke in erster Näherung als konstant angesehen werden, wie sich insbesondere für die Temperaturen 650 °C und 800 °C ablesen lässt. Dem Modell für den Schaumfaktor SF folgend, vgl. Abschnitt

5.4.1.1, nimmt die Schaumdicke mit steigender Anfangsschichtdicke zu. Somit müsste zunächst auch der Wärmeleitwiderstand R größer werden. Gleichzeitig ist der mittlere Porendurchmesser bei den größeren Anfangsschichtdicken ebenfalls größer, vgl. Bild 5.25, sodass die Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur zunimmt. Folglich wird der positive Effekt der zunehmenden Dicke durch die ebenfalls ansteigende Wärmeleitfähigkeit wieder kompensiert. Da die Temperatur den Strahlungsanteil der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit in der dritten Potenz beeinflusst, vgl. Gleichung (5.5), gehen die Kurven in Bild 5.26 mit steigender Temperatur von der Parabel in die horizontale Gerade über.

Entsprechend den dargestellten Verläufen der Wärmeleitwiderstände führt eine HLB mit geringer Anfangsschichtdicke im stationären Fall zu einer besseren Gesamtsisolationswirkung als mit hoher Anfangsschichtdicke. Das Ergebnis der Kleinbrandversuche zeigt jedoch, dass der Entzündungsschutz mit steigender Anfangsschichtdicke ebenfalls größer wird. Ein einfaches stationäres Widerstandsmodell reicht daher augenscheinlich nicht aus und es müssen entsprechende Überlegungen für den instationären Fall unternommen werden, um die verschiedenen Systeme anhand einer einfachen Kenngröße charakterisieren zu können.

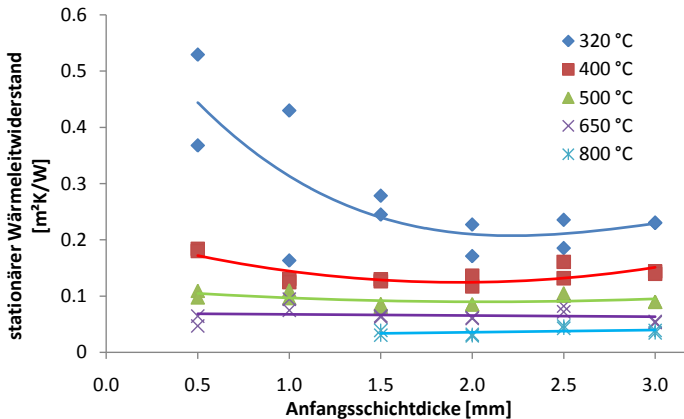


Bild 5.26 Stationärer Wärmeleitwiderstand R der HLB in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke; Auswertung der Kleinbrandversuche

5.5.2 Instationäres Modell

Zur Beschreibung des Wärmeleitwiderstandes des Schaumes im instationären Fall mit einem einzigen Kennwert, ist ein Modell mit geschlossener Lösung der Fourierrechnung erforderlich. In dieser Arbeit wird ein eindimensionaler Körper gewählt, der an einem Ende cosinusförmig, periodisch aufgeheizt und wieder abgekühlt wird. Die Eindringgeschwindigkeit v_{therm} der thermischen Welle ergibt sich entsprechend Gleichung (5.19) [CH05]:

$$v_{\text{therm}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{t_0}} \tag{5.19}$$

Die Temperaturleitzahl $a = \lambda/\rho c_p$ kann mithilfe der Modelle und der Versuchsergebnisse der vorstehenden Abschnitte ermittelt werden. Die gesamte Periodendauer t_0 wird zu 7200 s entsprechend einer Aufwärmdauer $t_0/4$ von 30 min bzw. 1800 s normiert. Mit Kenntnis der Schaumdicke l wird die Eindringzeit der thermischen Welle t_{therm} folgendermaßen bestimmt:

$$t_{\text{therm}} = \frac{l}{v_{\text{therm}}} = \frac{l}{2 \cdot \sqrt{\frac{\pi}{t_0}} \cdot \sqrt{a}} = 23,937 \cdot \frac{l}{\sqrt{a}} \quad (5.20)$$

Im Folgenden wird t_{therm} als Kennwert des instationären Wärmeleitwiderstandes angewendet, wobei dieser natürlich nur im Rahmen des vorgestellten Modells gültig ist.

Die Eindringzeit der thermischen Welle t_{therm} wird für die durchgeführten Kleinbrandversuche ausgewertet und über der Anfangsschichtdicke l_0 aufgetragen (Bild 5.27). Mit steigendem l_0 wächst t_{therm} bei jeder dargestellten Temperaturstufe an. Dieses ist darauf zurückzuführen, dass die Schaumdicke mit steigender Anfangsschichtdicke schneller ansteigt als \sqrt{a} .

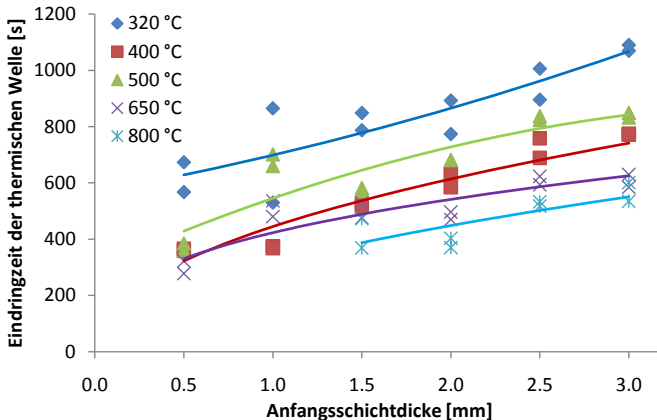


Bild 5.27 Eindringzeit der thermischen Welle t_{therm} im Rahmen des Modells eines periodisch erwärmten Körpers; Anwendung auf die HLB der Kleinbrandversuche

Die hohe Wärmeleitfähigkeit bei Systemen mit entsprechend großen mittleren Porendurchmessern schlägt gegenüber dem nachlassenden Schaumfaktor bei hohen Anfangsschichtdicken nicht durch. Folgerichtig steigt die Schutzleistung mit wachsendem l_0 bis zum Bereich von Schaumdicken mit Abrutschneigung kontinuierlich an.

5.5.3 Konsequenzen für die chemische Entwicklung

Um einen Dämmschichtbildner möglichst wirtschaftlich einsetzen zu können, muss die Schutzwirkung mit möglichst geringem Materialeinsatz erzielt werden. Denn nicht nur die Materialkosten selbst, sondern auch der Aufwand für die Applikation steigen deutlich mit den Anforderungen an die Anfangsschichtdicke.

In Bild 5.28 ist die Eindringzeit der thermischen Welle t_{therm} auf die jeweils erforderliche Anfangsschichtdicke l_0 bezogen worden und über dieser dargestellt. Der Quotient t_{therm}/l_0 wird im Folgenden als Effektivität bezeichnet. Diese fällt mit steigender Anfangsschichtdicke drastisch ab und entspricht qualitativ dem Verlauf des Schaumfaktors SF, vgl. Abschnitt 5.4.1.1.

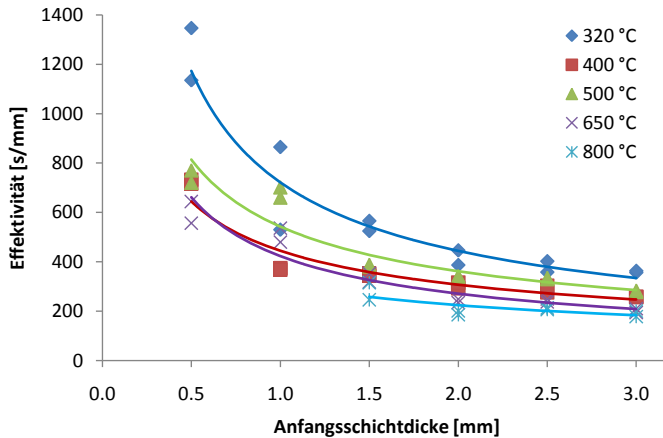


Bild 5.28 Effektivität des Schaumes bei verschiedenen Temperaturen in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke; Anwendung auf die HLB der Kleinbrandversuche

Um die Effektivität der HLB zu steigern, sollten folgende Zusammenhänge beachtet und im Rahmen der weiteren Entwicklungsarbeit überprüft werden:

- Im derzeitigen Entwicklungsstand sinkt die Effektivität mit steigender Anfangsschichtdicke deutlich ab
- Zur Verbesserung der Effektivität ist ein höherer Schaumfaktor bei den größeren Anfangsschichtdicken anzustreben
- Der rechnerische mittlere Porendurchmesser ist bei hohen Anfangsschichtdicken sehr groß
- Die Wärmeleitfähigkeit des Feststoffgerüsts ist aufgrund der hohen Porosität des Schaumes von untergeordneter Bedeutung und könnte ohnehin nur schwer beeinflusst werden
- Poren mit Durchmessern größer 10 mm sollten zur sicheren Vermeidung konvektiver Wärmeleitung vermieden werden

6 DETERMINISTISCHES BEMESSUNGSMODELL FÜR TRAGFÄHIGKEIT UND ENTZÜNDUNGSSCHUTZ

In Kapitel 2, dem „Stand der Erkenntnisse“ wurde bereits erläutert, dass Brandschutzbeschichtungen für Holzbauteile derzeit in der Regel nur zur Verbesserung der Baustoffklasse herangezogen, nicht aber zur Verbesserung der Feuerwiderstandsdauer der Bauteile in Rechnung gestellt werden. Produkte mit Leistungsfähigkeiten entsprechend der HLB sind jedoch durchaus in der Lage, den Feuerwiderstand der Tragwerke zu verbessern. Um in Zukunft nicht auf rein versuchsorientierte Bemessungshilfen angewiesen zu sein, wird in diesem Kapitel ein deterministisches Bemessungsmodell entwickelt, welches die Schutzwirkung der HLB in einfacher Weise berücksichtigt. In Ergänzung zur Bauteilbemessung wird ebenfalls ein Verfahren zur Bemessung des Entzündungsschutzes stabförmiger und massiver, flächiger Bauteile vorge schlagen.

Im vorhergehenden Kapitel wurden bereits die wesentlichen Grundlagen für die thermische Analyse gelegt. Die physikalisch weitgehend korrekten thermischen Materialkennwerte der HLB werden in diesem Kapitel in standardisierte Rechenwerte überführt, um das Bemessungsverfahren auch für andere Produkte anwendbar zu gestalten. Somit bleiben die zentralen Erkenntnisse dieser Arbeit unabhängig von zukünftigen chemischen Entwicklungen.

Die Eingangsgrößen aller Modelle dieses Kapitels werden von vornherein so gewählt, dass im nachfolgenden Kapitel eine analytisch darstellbare probabilistische Betrachtung möglich sein wird.

6.1 Bemessungsprinzip

6.1.1 Normiertes Verfahren mit ideellem Restquerschnitt

Grundlage des neuen Bemessungsmodells ist das „Verfahren mit ideellem Restquerschnitt“ entsprechend DIN EN 1995-1-2 bzw. DIN 4102-22, vgl. Abschnitt 2.4.2. Der ideale Restquerschnitt wird durch eine erhöhte Verkohlungstiefe bestimmt. Dazu wird nach einer Branddauer von 20 Minuten zusätzlich zum rechnerischen Abbrand ein konstantes und von den Querschnittsabmessungen unabhängiges Maß $d_0 = 7 \text{ mm}$ subtrahiert. Aus thermomechanischer Sicht ist es nur dann plausibel, d_0 konstant zu formulieren, wenn der Temperaturgradient unabhängig vom U/A-Wert⁸ des Querschnitts grundsätzlich denselben Temperaturverlauf aufweist oder wenn d_0 ein integraler Wert ist.

Zur weiteren Klärung wird ein Vergleich zwischen Querschnittstragfähigkeiten, die mit einem genauen Nachweisverfahren, unter Ausnutzung plastischen Werkstoffverhaltens, und dem verein-

⁸ Der U/A-Wert beschreibt den Quotienten des beflamnten Umfangs und der zugehörigen Querschnittsfläche. Je kleiner der Wert ist, umso mehr Speichervolumen für Wärmeenergie steht im Verhältnis zur Wärmeaustauschfläche zur Verfügung und desto niedriger ist die mittlere Querschnittstemperatur. Folglich sind kleine U/A-Werte aus Sicht der Querschnittstragfähigkeit im Brandfall günstiger.

fachten Verfahren berechnet wurden, durchgeführt. Die Werte für die Querschnittstragfähigkeit des genauen Verfahrens sind der umfangreichen Aufstellung von Peter [Pe03] entnommen. Die aufnehmbaren Biegemomente nach dem vereinfachten Verfahren $R_{M,ideell}$ werden mit den aufnehmbaren Biegemomenten nach dem genauen Verfahren $R_{M,genau}$ ins Verhältnis gesetzt. Der Quotient (6.1) wird als Auslastungsgrad η_M bezeichnet:

$$\eta_M = \frac{R_{M,ideell}}{R_{M,genau}} \tag{6.1}$$

Der Auslastungsgrad η_M wird bei verschiedenen Annahmen für d_0 über dem U/A-Wert des Anfangsquerschnitts aufgetragen (Bild 6.1). Die Branddauer (ETK) beträgt einheitlich 30 Minuten. In Bild 6.1 entspricht der niedrige U/A-Wert von 0,01 einem Querschnitt von $B/H = 240/1200$ [mm²] und der hohe U/A-Wert von 0,025 einem Querschnitt von $B/H = 100/400$ [mm²].

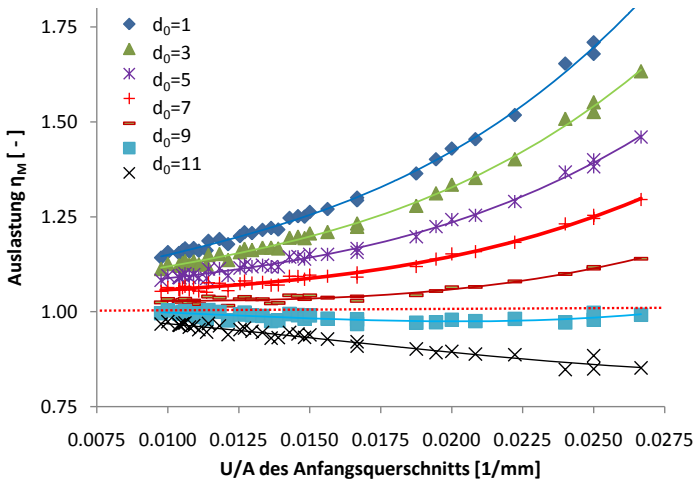


Bild 6.1 Vergleich Biegetragfähigkeit: Verfahren mit ideellem Restquerschnitt und genaues Verfahren nach [Pe03] in Abhängigkeit vom U/A-Wert des Anfangsquerschnittes, Scharparameter ist d_0 , Branddauer 30 Minuten (ETK), BS 24h, Abbrandgeschwindigkeit $\beta_n=0,70$ mm/min

Die Verläufe der Auslastungsgrade sind deshalb nicht exakt stetig, weil die in [Pe03] untersuchten Querschnitte mit fast gleichen U/A-Werten teilweise deutlich unterschiedliche Seitenverhältnisse B/H aufweisen. Diese liegen insgesamt in einer Bandbreite von 1:2 bis 1:7. Erst ab $d_0 \geq 11$ mm sinkt η_M für alle dargestellten U/A-Werte unter eins. Im Umkehrschluss bedeutet dieses eine grundsätzliche Überschätzung der Querschnittstragfähigkeit entsprechend der normierten Festlegung mit $d_0 = 7,0$ mm, sofern die aus [PE03] übernommenen Werte auch tatsächlich die maximal darstellbaren Querschnittstragfähigkeiten sind. Da es sich hier lediglich um eine Prinzipdarstellung handelt, wurde die Richtigkeit der Angaben unterstellt und nicht weiter überprüft. Erwartungsgemäß steigt die Ausnutzung mit dem U/A-Wert an, da infolge des geringeren Spei-

chervolumens ein verhältnismäßig großer Teil des Querschnittes temperaturbedingt geschwächt wird.

Als Ergänzung wird der Vergleich zwischen Druck- und Biegebeanspruchung geführt, wiederum auf der Datenbasis von *Peter* [Pe03]. Für beide Beanspruchungsarten wird jeweils der Auslastungsgrad über dem U/A-Wert aufgetragen, wobei einheitlich der ideale Abbrand der Norm mit $d_0 = 7 \text{ mm}$ angenommen wird (Bild 6.2). Hierbei zeigt sich eine deutlich höhere Ausnutzung bei Druckbeanspruchung als bei Biegebeanspruchung.

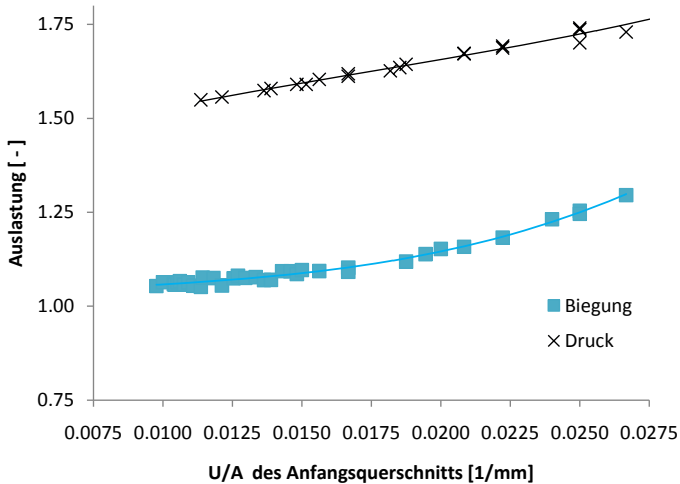


Bild 6.2 Vergleich Ausnutzung des Querschnittes in Abhängigkeit vom U/A-Wert nach dem Verfahren mit ideellem Querschnitt und $d_0=7,0 \text{ mm}$ für Druck und Biegung; Branddauer 30 Minuten unter ETK-Bedingungen, BS 24h, Abbrandgeschwindigkeit $\beta_n=0,70 \text{ mm/min}$; Bezugsgrößen sind Widerstandsgrößen nach [Pe03]

Die beiden Untersuchungen verdeutlichen eindrucksvoll die grobe Vereinfachung beim Verfahren mit ideellem Restquerschnitt. Inwiefern die hier gezeigten Ausnutzungsgrade jedoch zur Beurteilung des Sicherheitsniveaus in ausgeführten Bauwerken geeignet sind, kann nicht beantwortet werden und ist auch für diese Arbeit nicht relevant. Die hier übernommenen Widerstandsgrößen aus [Pe03] können aufgrund der dort getroffenen Annahmen für die temperaturabhängigen Festigkeiten und Steifigkeiten durchaus signifikant auf der sicheren Seite liegen.

DIN EN 1995-1-2 enthält Regelungen für die brandschutztechnische Bemessung geschützter Holzbauteile, z. B. mittels Mineralwolle oder Gipskartonplatten, die in den vorhergehenden Betrachtungen für d_0 noch nicht Gegenstand waren. Die Norm schlägt vor, d_0 bis zum Beginn des Abbrandes, also dem Versagen der Schutzsystems, linear auf $7,0 \text{ mm}$ zu erhöhen. Die Modellannahme ist demnach, dass die Temperaturfelder im Inneren der Querschnitte jenseits der Abbrandgrenze bei anfänglich geschützten und ungeschützten Bauteilen grundsätzlich identisch

sind. Die eigenen Versuchsauswertungen in Abschnitt 3.2.4 belegen dagegen, dass die erhöhte Vorwärmdauer zu einer erhöhten Eindringtiefe der thermischen Welle führt.

Grundlage der Regelungen in DIN EN 1995-1-2 zu anfänglich geschützten Querschnitten sind im Wesentlichen die Forschungsergebnisse von *König* und *Waleij* [KW99]. Die seinerzeit durchgeführten Brandversuche erfolgten mit eindimensional beflamnten Querschnitten. Der sehr genau erforschte Einfluss des Schutzsystems auf die Abbrandrate β_0 nach Verlust des Schutzsystems kann jedoch nicht uneingeschränkt auf mehrdimensionale Beflammung übertragen werden, insbesondere wenn es sich um Querschnitte mit ungünstigem U/A-Wert handelt, wie die Simulationsrechnungen im Laufe dieser Arbeit noch zeigen werden.

In der Zusammenfassung weist das genormte Verfahren Schwächen hinsichtlich der Berücksichtigung der Querschnittsgeometrie und der mechanischen Beanspruchungsart auf. Weiterhin werden Besonderheiten der thermischen Einwirkung durch Schutzsysteme nicht ausreichend erfasst. Folgerichtig ist eine Erweiterung des Verfahrens für beschichtete Tragglieder unumgänglich.

6.1.2 Erweiterung für beschichtete Holzbauteile

Das in dieser Arbeit entwickelte Bemessungsverfahren für beschichtete Holzbauteile entspricht prinzipiell der Vorgehensweise des Verfahrens mit ideellem Restquerschnitt entsprechend DIN EN 1995-1-2. Die ideale Abbrandtiefe d_0 und die Abbrandrate β werden jedoch mit Hilfe von Regressionsanalysen entsprechend den jeweiligen Randbedingungen möglichst exakt angenähert. Diese Randbedingungen sind:

- U/A-Wert des Querschnittes
- Schutzdauer t_{pr} der Beschichtung
- Beanspruchungsart (Zug, Druck, Biegung)
- Unterscheidung zwischen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften

Die oben aufgeführte Unterscheidung der Reduzierung von Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften ist insbesondere für Stabilitätsbetrachtungen erforderlich, da der Elastizitätsmodul anders auf Temperaturerhöhungen reagiert als die zugehörige Festigkeitseigenschaft.

6.1.3 Diskussion alternativer Lösungsansätze

Als äußere Temperatureinwirkung wird weiterhin die ETK zugrunde gelegt. Eine Erweiterung auf Naturbrände mit beliebigem Temperaturverlauf über der Zeit ist schon deshalb ausgeschlossen, weil sämtliche Versuche bisher nur nach dem ETK-Konzept durchgeführt wurden. Somit liegen noch nicht ausreichende Erkenntnisse über das Aufschäumverhalten der HLB bei beliebig thermischer Einwirkung vor. Die eigenen Untersuchungen im Rahmen des Projektes [NB10] zeigen, dass ähnliche Beschichtungssysteme auf unterschiedliche Bestrahlungsstärken im Cone-Kalorimeter mit verschiedenen Schaumfaktoren reagieren können. Während einige Laborformulierungen mit wachsender thermischer Beanspruchung auch dickere Schäume erzeugen, ist bei

anderen ein gegenläufiger Prozess erkennbar. Für das Holz dagegen liegen bereits erste wissenschaftliche Erkenntnisse für die thermische Analyse bei beliebigen Brandraumtemperaturen vor [Bo06, Kö05], die jedoch noch nicht zum allgemeinen Stand der Technik gezählt werden können.

DIN 4102-22, Abschnitt 5.5.2.2 sieht für stabilitätsgefährdete Bauteile nur das Verfahren mit reduzierten oder genauen Festigkeiten und Steifigkeiten vor. Der Name des Verfahrens ist jedoch insofern irreführend, als die Festigkeiten und Steifigkeiten des Bauteils in Abhängigkeit von der mittleren Querschnittstemperatur definiert werden [SKM92]. Die temperaturabhängigen Abminderungsfaktoren wurden so festgelegt, dass das reale Tragverhalten möglichst präzise angenähert wird. Es handelt sich damit streng genommen um ein Verfahren, welches auch nicht ohne ideelle Annahmen auskommt. Im *Holzbrandschutz Handbuch* [DGFH09] wird darauf hingewiesen, dass das Verfahren mit ideellen Querschnittswerten trotz Ausschluss für Stabilitätsbetrachtungen in der Regel konservative Traglasten bzw. Feuerwiderstandsdauern liefert. Da das eigene Verfahren unterscheidet, ob der ideelle Querschnitt jeweils für Festigkeitsberechnungen oder Stabilitätsbetrachtungen gebildet wird, verbleibt aus mechanischer Sicht kein Grund, nur das Verfahren mit reduzierten Festigkeiten und Steifigkeiten zuzulassen.

Peter [Pe03] und *König* [KW00] nutzen das ausgeprägt duktile Verhalten des Holzes im Druckbereich bei der mechanischen Analyse aus. Hierfür verwendet *Peter* [Pe03] die von *Glos* [GI78] entwickelten Spannungsdehnungslinien. *König* [KW00] wählt einen bilinearen Ansatz für den Druckbereich. Sowohl *Peter* [Pe03] als auch *König* [KW00] begründen zwar ihre Annahmen für die jeweils gewählten Beschreibungen der Spannungs-Dehnungslinien, ein Vergleich der Kurvenverläufe mit Versuchsergebnissen aus Heißdruck- und Heißzugversuchen erfolgt mangels veröffentlichter Forschungsergebnisse jedoch nicht und die Genauigkeit der Modelle für die Spannungsdehnungslinien der Autoren bleibt weiterhin unbekannt. Ferner bleiben bei beiden Autoren Störeinflüsse durch die Ästigkeit und ungünstige Wuchseigenschaften des Holzes unberücksichtigt, welche jedoch die Traglast, insbesondere bei Stabilitätsproblemen, herabsetzen können, vgl. hierzu auch [BI87] für Normaltemperatur.

DIN EN 1995-1-2 und DIN 4102-22 verweisen für den Stabilitätsnachweis jeweils auf die Verfahren der Kaltbemessungsnormen DIN EN 1995-1-1 bzw. DIN 1052:2008. Die dortige Formulierung der Knickspannungslinie für den Ersatzstabnachweis ist in beiden Normen auf *Blaß* [BI87] zurückzuführen. Sie enthält alle wesentlichen streuenden Einflussgrößen und die zugrunde liegende Traglastberechnung wird auf Basis der Spannungsdehnungslinien von *Glos* [GI78] durchgeführt. Bei den Traglastberechnungen mit den ideellen Querschnittswerten des eigenen erweiterten Verfahrens wird ebenfalls die Formulierung der Knickspannungslinien von *Blaß* [BI87] verwendet. Die bereits im vorhergehenden Absatz beschriebene Problematik fehlender Spannungs-Dehnungslinien für erwärmtes Holz gilt somit auch für die eigene Arbeit. Die Erarbeitung entsprechender Materialgesetze ist jedoch sehr umfangreich und muss weiteren Forschungsvorhaben vorbehalten bleiben.

6.2 Standardisiertes Modell für die thermische Analyse

6.2.1 Problemstellung

Die Ergebnisse der Untersuchungen in Kapitel 5 zeigen sehr eindrucksvoll, dass die physikalische Schutzwirkung von Dämmschichtbildnern sehr stark von den Brandraumbedingungen und der jeweiligen chemischen Ausformulierung des Produktes abhängt. Für die Erarbeitung eines deterministischen Bemessungsmodells ist eine einheitliche thermische Analyse erforderlich, da nicht beliebig viele verschiedene Laborformulierungen berücksichtigt werden können.

In dieser Arbeit werden im Folgenden Beschichtungssysteme mit verschiedenen Schutzdauern standardisiert. Im Rahmen der Zulassungsprüfungen realer Beschichtungssysteme ist dann eine Einordnung in eine Leistungsklasse (Klassifizierung) vorzunehmen. Die Formulierung erfolgt in analog zum Betonbau. Die Spannungs-Dehnungslinien (auch Arbeitslinien genannt) für Beton werden in DIN 1045-1 für verschiedene Anwendungsbereiche durch Rechenwerte beschrieben. Welcher normierten Arbeitslinie die jeweilige Betonrezeptur zuzuordnen ist, wird in der Baustoffprüfung ermittelt.

6.2.2 Klassifizierungsversuche

Die im Bauwesen verwendeten Rechenmodelle werden in der Regel an Versuchen kalibriert. Im baulichen Brandschutz spricht man in diesem Zusammenhang häufig von einem Referenzszenario, um die thermische Einwirkung für den Klassifizierungsversuch festzulegen. Als Beispiel sei hier die Prüfung der Schwerentflammbarkeit genannt, bei der sich die thermische Einwirkung an der Brandleistung eines Papierkorbs in einer Raumecke orientiert.

Sowohl für den Entzündungsschutz als auch für die Prüfung des Feuerwiderstands von Bauteilen wird der Vollbrand eines Raumes unterstellt. In den entsprechenden Brandversuchen wird daher auf die allgemein anerkannte Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102-2 bzw. ISO 834 zurückgegriffen. Für die Untersuchung der HLB bietet sich in diesem Zusammenhang der Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 an, der für die Qualitätsüberwachung der Dämmschichtbildner im Stahlbrandschutz auch bereits auf europäischer Ebene mit der ETAG 018-2 etabliert ist. Die Beschichtung wird auf ein Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h nach DIN 1052:2008 aufgetragen (Bild 6.3). Die Dicke des Holzes sollte 100 mm betragen. Diese Festlegung entspricht einer mittleren Bauteildicke im Holzmassivbau, welche im Wandbereich teilweise eine Dicke von nur 80 mm aufweist, im Deckenbereich auch 160 mm und mehr. Während der Belüftung nach ETK wird die Temperatur in der Grenzschicht zwischen Substrat und aufschäumender Beschichtung gemessen.

Ergebnis der Versuche ist der charakteristische Wert der Schutzdauer $t_{pr,0,k}$ (engl. protecting time) in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke l_0 bei eindimensionalem Wärmeeintrag. Welchem Fraktilwert $t_{pr,0,k}$ entspricht, wird im Rahmen des Sicherheitskonzepts festgelegt. Bei den Versuchsauswertungen sind die Prüfkriterien entsprechend Abschnitt 4.4.2.5 anzuwenden.

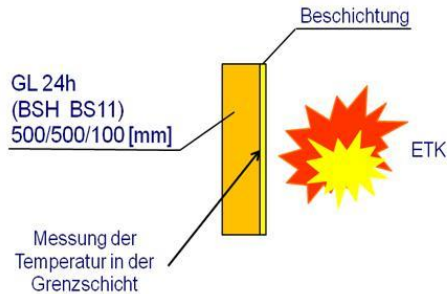


Bild 6.3 Schematische Darstellung des Kleinbrandversuchs für die Klassifizierung

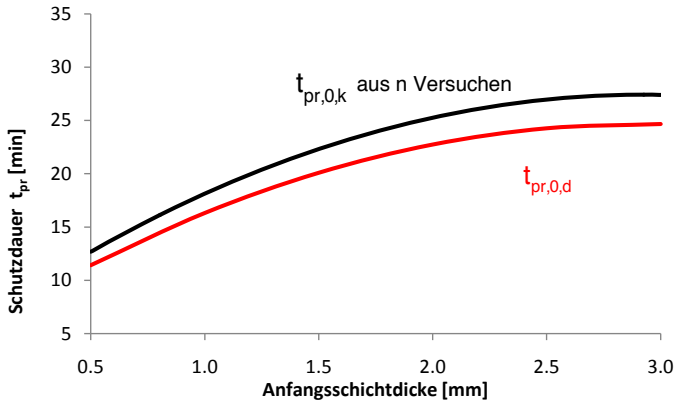
In der Brandschutzforschung ist allgemein bekannt und bei den eigenen Forschungsarbeiten zum Projekt [NB10] wurde es wiederum bestätigt, dass Brandversuche ausgeprägten Maßstabs-
effekten unterliegen. So sind Kleinbrandversuche entsprechend dem hier vorgeschlagenen
Verfahren im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 sicherlich nicht konservativ. Da es aber aus prak-
tischen Überlegungen nicht sinnvoll ist, sämtliche Eingangsdaten für das Bemessungsverfahren
in Großversuchen zu ermitteln, wird der Korrekturfaktor $k_{sc,fi}$ (engl.: scale) eingeführt, der die
Werte für $t_{pr,0,k}$ aus den Kleinversuchen an die zu erwartenden Schutzdauern im Großversuch
anpasst. Der Korrekturfaktor muss nicht unbedingt eine Konstante, sondern kann auch eine
Funktion der Anfangsschichtdicke l_0 sein, da die Braundraumeffekte ggf. unterschiedlich auf die
verschiedenen Schaumdicken durchschlagen. Zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit liegen
noch nicht ausreichende Erfahrungen zur Quantifizierung von $k_{sc,fi}$ vor. Diese sind im Rahmen
weiterer Forschungsarbeiten zu gewinnen.

Die Leistungsfähigkeit der Beschichtung nimmt ggf. durch Alterungsprozesse ab. Im Bemessungs-
konzept wird diese Abnahme durch den Faktor $k_{dur,fi}$ (engl.: durability) berücksichtigt.

Der charakteristische Wert der Schutzdauer $t_{pr,0,k}$ wird in den Bemessungswert $t_{pr,0,d}$ umgerech-
net, wobei der Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M,fi}$ im Rahmen des Sicherheitskonzepts festgelegt wird
(Bild 6.4). Der Bemessungswert der Schutzdauer $t_{pr,0,d}$ für eindimensionalen Wärmeeintrag ergibt
sich abschließend zu:

$$t_{pr,0,d} = k_{dur,fi} \cdot k_{sc,fi} \cdot 1 / \gamma_{M,fi} \cdot t_{pr,0,k} \quad (6.2)$$

Alle weiteren Untersuchungen zur Erarbeitung der Bemessungskonzepte für Entzündungsschutz
und Tragfähigkeit werden auf die hier definierte eindimensionale Schutzdauer bezogen. Dabei
wird in der Regel der vom Sicherheitskonzept unabhängige Wert $t_{pr,0}$ genannt, weil Letzteres erst
noch im nachfolgenden Kapitel zu erarbeiten ist.

Bild 6.4 Bemessungswert der Schutzdauer $t_{pr,0,d}$ aus n Bauteilversuchen

6.2.3 Rechenmodell

Für das Rechenmodell werden standardisierte Beschichtungssysteme mit Schutzdauern t_{pr} von 10 bis 35 Minuten definiert. Die Schutzdauer von 10 Minuten stellt den unteren Grenzwert sinnvoller Beschichtungssysteme dar, denn für einen geringeren Entzündungsschutz gibt es in der Praxis vermutlich keine Anwendung. Dieses wären schlussendlich nur noch Systeme zur Verbesserung der Baustoffklasse, die jedoch nicht Bestandteil dieser Arbeit sind. Aufgrund der Erfahrungen im Projekt [INO09] ist nicht zu erwarten, dass in absehbarer Zeit höhere Schutzdauern als 30 Minuten erreicht werden können – zumindest nicht mit Systemen, die auch sämtliche Gebrauchseigenschaften gewährleisten. Der obere Grenzwert von 35 Minuten wurde daher in erster Linie zur Verbesserung der Genauigkeit der im Folgenden erarbeiteten Modelle zum Zeitpunkt $t_{pr} = 30$ Minuten definiert.

6.2.3.1 Eindimensionaler Wärmeeintrag

Die standardisierten, allgemeingültigen Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Substrat und Beschichtung werden in Bild 6.5 für den Fall des eindimensionalen Wärmeeintrags dargestellt. Die zugrunde liegenden Modelle (Anfangsschichtdicke, Schaumfaktor, therm. Materialkennwerte, etc.) werden in Anhang A5 zusammengefasst. Bild 6.6 dient der Veranschaulichung der thermischen Materialkennwerte für eine Beschichtung mit 30-minütiger Schutzdauer. Da der Intumeszenzprozess indirekt berücksichtigt wird, handelt es sich um Rechenwerte, die in Anlehnung an Abschnitt 5.4.4 ermittelt wurden. Die Modellparameter sind so eingestellt, dass die Schutzwirkung der Beschichtung auf der Holzoberfläche erst bei einer Temperatur von mindestens 130 °C wirksam wird, wobei es sich um eine eher konservative Annahme handelt, wie die eigenen und von Kruse [Kr10] veröffentlichten Versuchsergebnisse zeigen. Die Schutzdauer entspricht dem Zeitpunkt des Eintretens des 270 °C-Kriteriums. Das in Abschnitt 4.3.3 zusätzlich eingeführte Prüfkriterium der Aufheizgeschwindigkeit ist nicht allein temperaturabhängig und kann mit dem hier angewendeten einfachen numerischen Modell nicht

nachempfunden werden. Dazu wäre ein eigenes Pyrolysemodell für Glutbrände zu entwickeln. Die Annahmen bleiben in Summe dennoch auf der sicheren Seite, da bei den klassifizierenden Bauteilversuchen alle Prüfkriterien Anwendung finden. Der reale Temperaturverlauf des jeweiligen Schutzsystems kann entweder nur genau auf oder unterhalb von jenem des standardisierten Modells liegen. Im Zeitraum kurz vor der Entzündung beginnend und danach nähern sich die standardisierten Temperaturen sehr schnell der Brandraumtemperatur an. Die entsprechende Festlegung der Modellparameter soll das Abfallen des Schaumes simulieren, welches in Versuchen nach der Entzündung häufig beobachtet wurde. Bei den standardisierten Modellen werden folglich umhüllende Temperaturverläufe erzeugt, die zu einem Bemessungsmodell auf der sicheren Seite führen.

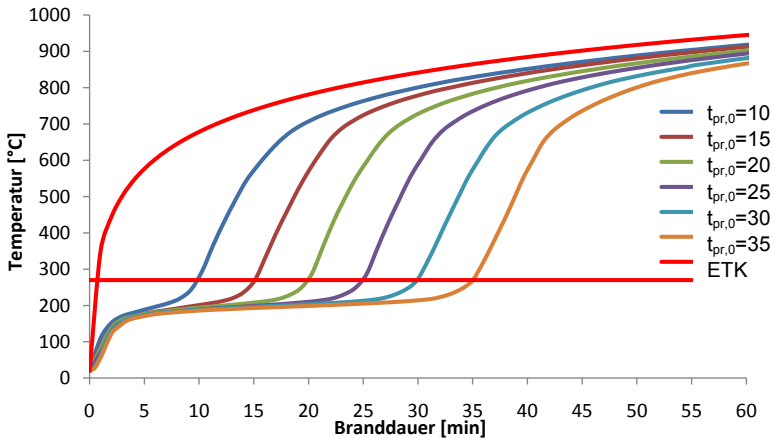


Bild 6.5 Standardisiertes Rechenmodell; allgemeingültige Temperaturverläufe in der Grenzschicht zwischen Beschichtung und Substrat bei verschiedenen Schutzstufen

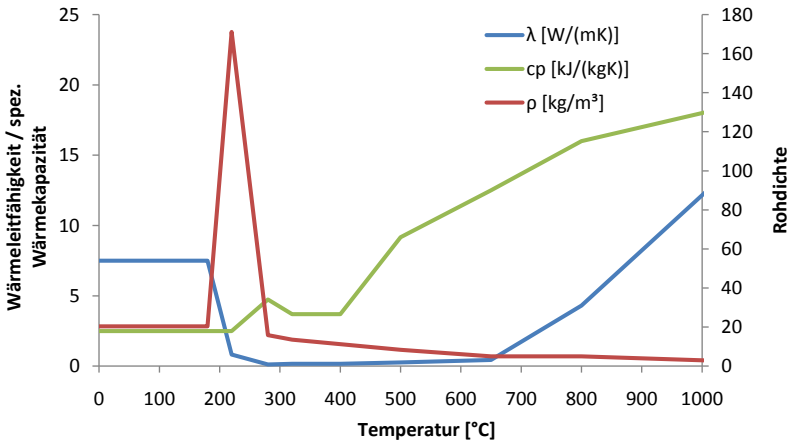


Bild 6.6 Standardisierte thermische Materialkennwerte für HLB, Schutzdauer 30 Minuten

6.2.3.2 Modellierung der Ecke

Bisher erfolgten jegliche Modellierungen der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung nur für den Fall eindimensionaler Wärmeleitung. Um komplette Bauteile untersuchen zu können, sind jedoch auch die Eckbereiche von Rechteckquerschnitten geeignet zu modellieren.

In einer Literaturrecherche wurden keine allgemeingültigen Erkenntnisse zur Ausbildung des Schaumes im Eckbereich gefunden. *Griffin* [Gr09] erläutert in seiner Zusammenfassung des Standes der Modellierung dämmschichtbildender Beschichtungen, dass keine mathematischen Modelle für die mehrdimensionale Expansion bekannt sind und entsprechende Eingangsdaten, z. B. rheologische Eigenschaften des Schaumes, nur schwer zu erforschen sind. Daher ist es erforderlich, eine eigene, praktikabel handhabbare Vorgehensweise zu entwickeln.

Ausgangsbasis ist der in Abschnitt 3.5.1.2 beschriebene Versuch mit Stützenabschnitten. Die applizierte Beschichtung war auf einen Entzündungsschutz von ca. 30 Minuten für die eindimensionale Wärmeleitung eingestellt. Die Ecken der Stützen brannten unabhängig von den U/A-Werten, die teilweise deutlich unterschiedlich waren, nach etwas weniger als 50 % der eindimensionalen Schutzdauer. In [INO9] werden erste Tastrechnungen zur Problematik beschrieben, deren Schaumvolumen im Eckbereich unrealistisch stark reduziert ist. Dabei ergibt sich ein bezogener Entzündungsschutz von nur 39 %.

Die weitere Vorgehensweise zeigt Bild 6.7. Die HLB wird in kompletter Dicke mit der Wärmeleitfähigkeit λ_{HLB} um die Ecke herumgeführt, wobei ein Quadrat mit $2/3$ der Dicke an der Außenecke zur Reduzierung der Brandschutzleistung ausgespart wird. Die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{HLB,Eck}$ dieses Eckbereiches wird in der Weise erhöht, dass eine Entzündung der Ecke bereits nach 50 % der Schutzdauer im eindimensionalen Fall erfolgt, was durch die durchgeführten Brandversuche belegt wird.

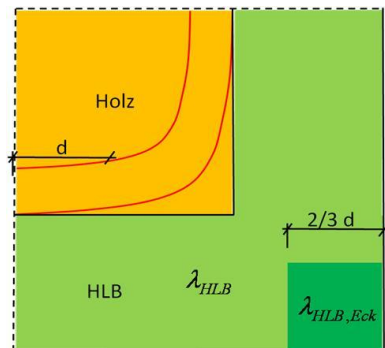


Bild 6.7 Modellierung der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung im Eckbereich

Alternativ bestünde die Möglichkeit, die Beschichtung an der Ecke mit einem Radius auszurunden und diesen entsprechend zu iterieren, bis ebenfalls eine Entzündung zum gewünschten Zeitpunkt stattfindet. Die wenigen Versuchsbeobachtungen der eigenen Versuche zur Problema-

tik zeigten, dass die äußerlich sichtbaren Schäume an der Ecke in Realität teilweise sehr unterschiedlich ausgebildet waren, stark rund oder eher kantig, was vermutlich auf die unterschiedlichen rheologischen Eigenschaften der Laborformulierungen zurückzuführen ist. Somit handelt es sich beim hier entwickelten Modell um eine grobe Idealisierung der tatsächlich vorliegenden Abläufe. Für eine qualitativ und quantitativ exaktere Modellierung sind zukünftig weitere Versuche durchzuführen. Bei diesen sind sowohl umfangreiche Temperaturmessungen als auch Dokumentationen der Schaumstrukturen erforderlich.

6.3 Parameterstudie

Grundlage für die mechanische Analyse der beschichteten Querschnitte ist eine ausführliche Parameterstudie, bei der ausreichend viele Temperaturfelder erzeugt werden, sodass eine Quantifizierung der in Abschnitt 6.1.2 definierten Einflüsse auf die ideale Abbrandtiefe d_0 und die Abbrandrate β möglich wird.

Im folgenden Abschnitt wird zunächst die Matrix der variierten Parameter dargestellt. Danach werden erste Erkenntnisse aufgezeigt, die den wesentlichen Unterschied zwischen den Temperaturfeldern beschichteter und unbeschichteter Querschnitte zeigen und somit die Notwendigkeit der Erweiterung des Normverfahrens weitergehend begründen.

6.3.1 Matrix

Die Matrix der thermischen Analysen wird in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Die Schutzdauern t_{pr} entsprechen dem normierten Modell aus Abschnitt 6.2. Die Querschnittsabmessungen wurden so gewählt, dass der angestrebte Anwendungsbereich der HLB abgedeckt wird. Dieses sind insbesondere Objekte der Gebäudeklasse 4 (MBO) oder Sonderbauten mit besonderen Brandschutzanforderungen. Bei weit gespannten Trägern mit größeren Querschnittsabmessungen als in Tabelle 6.1 angegeben ist nicht von einer Anwendung auszugehen, da hier sogar ohne oder mit relativ geringem zusätzlichem Materialaufwand an Holz die Anforderungen an die Feuerwiderstandsdauer R sicherlich wirtschaftlicher zu erfüllen sind. In den aufbauenden Untersuchungen wird sich später zeigen, dass der Querschnitt mit Abmessungen von 30/30 [cm²] den Übergang zur eindimensionalen Beflammung markiert. Die maximale Branddauer t wird zunächst auf 60 Minuten begrenzt und entspricht damit der für Gebäudeklasse 4 (MBO) angesetzten Branddauer. Sofern physikalisch sinnvoll, wird bis zur 70. Minute gerechnet, um die Modelle an der Grenze der 60. Brandminute sauber abzusichern. Das reguläre Zeitintervall der Auswertung beläuft sich auf 5 Minuten, wobei um den Zeitpunkt der rechnerischen Entzündung am Mittelpunkt der Querschnittsseiten erforderlichenfalls eine Verdichtung erfolgt.

Tabelle 6.1 Matrix für deterministische Rechnungen als Grundlage für Regressionsanalysen

Schutzdauer t_{pr}	Querschnitts- abmessungen B/H	U/A-Wert	Branddauern t
[min]	[cm/cm]	[1/cm]	[min]
0	8/16	0,375	0-70*
10	12/12	0,333	
15	16/16	0,250	
20	20/20	0,200	
25	30/30	0,133	
30			
35			

* reguläres Zeitintervall 5 Minuten

6.3.2 Erste Erkenntnisse

Zu Beginn der Parameterstudie wurden einzelne Temperaturfelder genauer untersucht, um den Aufwand der Rechnungen über die in Abschnitt 6.1.1 geführte Diskussion hinaus zu rechtfertigen.

In Bild 6.8 werden Isothermenbilder eines Viertels einer quadratischen Eckstütze mit den Abmessungen 160/160 [mm²] gezeigt. Die oberen beiden Querschnitte sind mit einer HLB anfänglich geschützt, die im eindimensionalen Fall eine Schutzdauer $t_{pr,0} = 30$ Minuten erreicht. In dem Bild wird links oben erkennbar, dass die 300°C-Isotherme, also die Abbrandgrenze, bereits nach 25 Minuten durch den Mittelpunkt der Querschnittsseite läuft. Die zahlreich durchgeführten Versuche hatten bereits erwiesen, dass die Bauteilecken deutlich früher entzünden als die Seitenflächen. Bei schlanken Querschnitten führt die intensive Durchwärmung ebenfalls zu einer früheren Entzündung der Seitenflächen als im eindimensionalen Fall. Dieses hat zur Folge, dass neben dem in Abschnitt 6.1.1 bereits begründeten Bemessungsverfahren für die Querschnittstragfähigkeit auch ein Bemessungsverfahren für den Entzündungsschutz bei stabförmigen Bauteilen zu entwickeln ist.

Weiterhin liefert das Bild einen Vergleich der Temperaturfelder eines unbeschichteten und eines beschichteten Querschnittes 15 Minuten nach dem Brandbeginn bzw. nach dem vollständigen Verlust der Schutzwirkung. Sowohl die 100 °C- als auch die 300 °C-Isotherme sind beim anfänglich geschützten Querschnitt weiter in das Innere des Bauteils vorgerückt. Weiterhin ist der Temperaturgradient bei ungeschütztem Holz steiler, was sich am geringeren Abstand der Isothermen ablesen lässt. In logischer Konsequenz ist 15 Minuten nach dem Verlust der Schutzwirkung die Traglast des beschichteten Querschnittes geringer als die eines ungeschützten nach 15 Minuten Branddauer. Die Temperaturfeldauswertung stützt die bereits in Abschnitt 6.1.1 ge-

führte Argumentation, dass das vereinfachte Normverfahren mit $d_0 = 7 \text{ mm}$ nicht ohne Weiteres auf anfänglich geschützte Querschnitte angewendet werden kann.

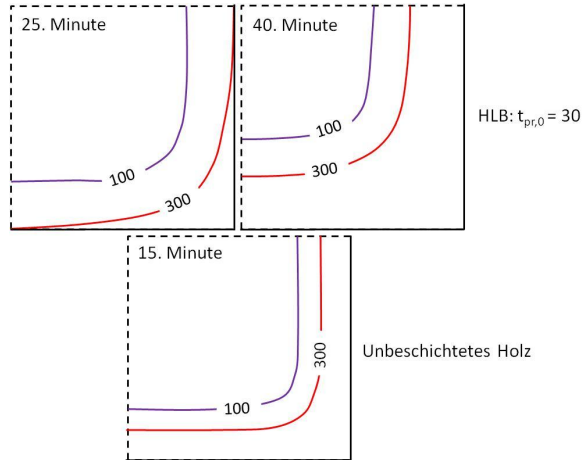


Bild 6.8 Isothermenbilder eines Viertels einer brandbeanspruchten Holzstütze (160/160 [mm²]); links oben: Entzündung am Mittelpunkt der Seitenfläche nach 25 Minuten; rechts oben: 15 Minuten nach Verlust des Entzündungsschutzes; unten: Vergleich eines anfänglich ungeschützten Querschnittes nach 15 Minuten Branddauer

6.4 Bemessung des Entzündungsschutzes

Es wäre prinzipiell möglich, die Bemessung des Entzündungsschutzes im Bemessungsverfahren für die Querschnittstragfähigkeit aufgehen zu lassen. Da der Entzündungsschutz mittels HLB jedoch eine absolute Neuerung ist, wird dessen Bemessung in einem eigenen Kapitel dargestellt.

6.4.1 Bemessungsprinzip

Wie bereits in Abschnitt 6.2.2 erläutert wurde, bildet die Schutzdauer $t_{pr,0}$ bei eindimensionaler Beflammung die Grundlage aller weiteren Bemessungsmodelle. Für stabförmige Bauteile mit Rechteckquerschnitt sind weitere Bemessungsstellen zu definieren, die Seitenmitte eines Querschnitts als Stelle 1 und die Ecke als Stelle 2. Für beide Bemessungsstellen werden entsprechende Schutzdauern $t_{pr,1}$ und $t_{pr,2}$ eingeführt (Bild 6.9). Um die Schutzdauer $t_{pr,0}$ in $t_{pr,1}$ und $t_{pr,2}$ überführen zu können, wird ein Umrechnungsfaktor benötigt. In Anlehnung an die Nomenklatur von DIN 4102-22 und DIN EN 1995-1-2 wird dieser mit $k_{mod,fi,U/A,i}$ bezeichnet (6.3). Die Anzahl der Stellen i ist hierbei nicht auf 2 begrenzt, in dieser Arbeit werden jedoch keine weiteren polygonalen Querschnitte, z. B. mit Innenecken oder stumpfen bzw. spitzen Winkeln, behandelt.

$$t_{pr,i} = t_{pr,0} \cdot k_{mod,fi,U/A,i} \quad (6.3)$$

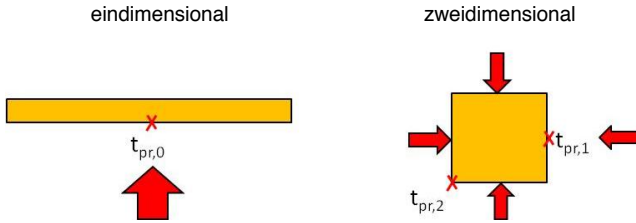


Bild 6.9 Definition der verschiedenen Zündzeitpunkte bei unterschiedlicher Beflammung

6.4.2 Modell für $k_{\text{mod},fi,U/A}$

Die Auswertung der Temperaturfelder für den Umrechnungsfaktor $k_{\text{mod},fi,U/A,1}$ wird in Bild 6.10 zusammengefasst. $k_{\text{mod},fi,U/A,1}$ ist eine Funktion der Schutzdauer $t_{pr,0}$ und des U/A-Wertes des Querschnittes. Die im Bild dargestellte Fläche wurde mittels multivariabler Regressionsanalyse bestimmt und gilt nur für Vollquerschnitte:

$$k_{\text{mod},fi,U/A,1} = \sum_{l=0}^9 \text{Koeffs}_l \cdot t_{pr,0}^{l_0} \cdot U/A^{l_1} \leq 1 \tag{6.4}$$

Mit der Matrix der Exponenten l und der Matrix der Koeffizienten Koeffs :

$I =$

	0	1
0	1	2
1	0	3
2	0	2
3	0	1
4	1	1
5	2	1
6	0	0
7	1	0
8	2	0
9	3	0

$\text{Koeffs} =$

	0
0	$2.6051945 \cdot 10^{-5}$
1	$-3.45941 \cdot 10^{-5}$
2	$1.6569699 \cdot 10^{-3}$
3	-0.0104247
4	$-2.3793616 \cdot 10^{-3}$
5	$1.869665 \cdot 10^{-5}$
6	0.8503052
7	0.0375202
8	$-6.5168649 \cdot 10^{-4}$
9	$4.6397852 \cdot 10^{-6}$

Der Standardfehler s der dargestellten Fläche beträgt 1,7 % und ist damit im Vergleich zu den allgemein zu erwartenden Streuungen der Schutzdauern dämmschichtbildender Systeme sehr gering.

Die Werte für $k_{\text{mod},fi,U/A,1}$ sinken mit steigendem U/A-Wert erwartungsgemäß deutlich ab. Denn je größer der U/A-Wert ist, umso weniger Speichervolumen für die eingetragene Wärmeenergie steht zur Verfügung. Die Temperaturen im Querschnitt steigen schneller an, was wiederum zu einer früheren Entzündung führt. $k_{\text{mod},fi,U/A,1}$ sinkt jedoch auch mit steigender Schutzdauer $t_{pr,0}$. Dieses lässt sich über den Einfluss des Eckabbrandes erklären. In Abschnitt 6.2.3.2 wird erläutert, dass die Schutzdauer an der Ecke nur rund 50 % jener des eindimensionalen Referenzszenarios entspricht. Mit steigender Schutzdauer steigt demnach auch die absolute Zeit, in der der Brand von der Ecke bis zum Mittelpunkt der Seitenfläche ausstrahlt und dort zu einer stärkeren Erwärmung führt. Je kürzer die Seitenlängen des Querschnittes sind, umso heftiger schlägt der beschriebene Effekt durch.

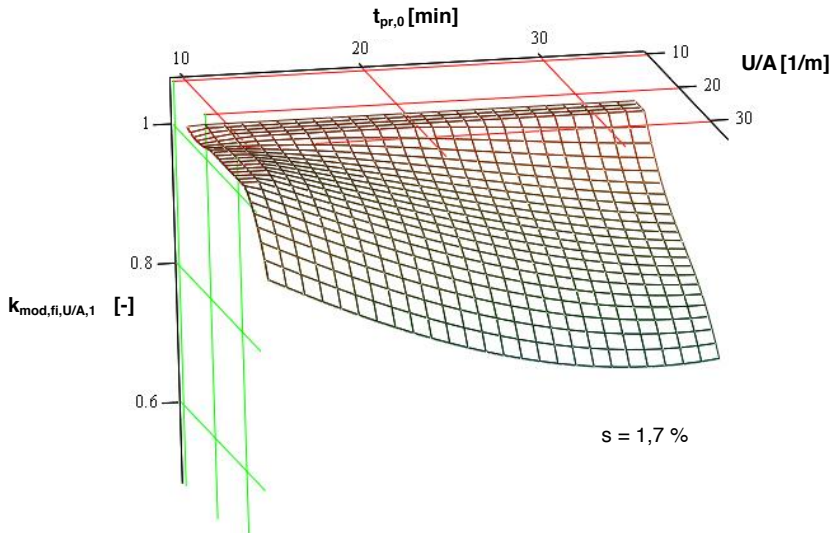


Bild 6.10 Umrechnungsfaktor $k_{\text{mod,fi,U/A,1}}$ in Abhängigkeit von der Schutzdauer $t_{\text{pr,0}}$ und dem U/A -Wert des Anfangsquerschnitts

Die Werte für die Stelle 2 mit $k_{\text{mod,fi,U/A,2}}$ liegen alle in der Nähe von 0,50 (Bild 6.11). Dieses ist zunächst auch zu erwarten, da der Schaum im Eckbereich für eine Brandschutzleistung von 50 % modelliert wurde, vgl. Abschnitt 7.2.3.2. Die Festlegung der Werte für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{HLB,Eck}}$ erfolgte jedoch ausschließlich am Querschnitt 300/300 [mm²] und wurde ohne weitere Modifikation für alle anderen Querschnittsabmessungen übernommen. Hier zeigt sich, dass die Querschnittsabmessungen bereits ab der minimal gewählten Seitenbreite von 80 mm keinen weiteren Einfluss auf das Entzündungsverhalten der Ecke haben. *Frangi* [Fr01] hat festgestellt, dass sich bei unbekleidetem Holz mit 100 mm Breite und einer Branddauer von 30 Minuten die gegenüberliegenden Seiten bezüglich des Temperaturprofils gerade nicht beeinflussen, was die eigenen Simulationsergebnisse bestätigt.

Bis zum Vorliegen weiterer Versuchsdaten, die unter Umständen noch eine Zuschärfung des Modells für den Eckabbrand erlauben, wird als konservativer Rechenwert $k_{\text{mod,fi,U/A,2}} = 0,45$ vorgeschlagen.

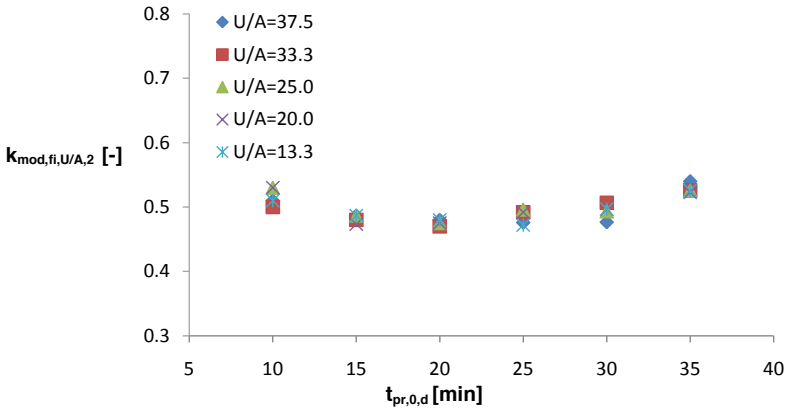


Bild 6.11 Umrechnungsfaktor $k_{mod,fi,U/A,2}$ in Abhängigkeit von der Schutzdauer $t_{pr,0}$ und dem U/A -Wert des Anfangsquerschnitts

6.5 Bemessung der Tragfähigkeit mit ideellen Querschnittswerten

Die ideellen Querschnittswerte für die brandschutztechnische Bemessung werden durch Reduktion des Ausgangsquerschnittes um die effektive Abbrandtiefe d_{ef} ermittelt (Bild 6.12). Die effektive Abbrandtiefe setzt sich zusammen aus der realen Abbrandtiefe d_{char} und der ideellen Abbrandtiefe d_0 :

$$d_{ef} = d_{char} + d_0 \quad (6.5)$$

In der schematischen Darstellung des Bildes 6.12 werden keine Eckausrundungen berücksichtigt. Im Folgenden wird immer davon ausgegangen, dass d_{char} an der Stelle 1 in Anlehnung an Bild 6.9 gemessen wird, also am Mittelpunkt der Seitenfläche.

Im normierten Standardfall unbeschichteter Holzoberflächen ist die reale Abbrandtiefe das Produkt aus der Branddauer nach dem Entzünden t_{char} und der eindimensionalen Abbrandrate β_0 :

$$d_{char} = t_{char} \cdot \beta_0 \quad (6.6)$$

In DIN EN 1995-1-2 wird für übliches Vollholz und Brettschichtholz ein Wert $\beta_0 = 0,65$ mm/min angegeben. Neben der eindimensionalen Abbrandrate gibt die Norm auch Werte für nominelle Abbrandraten β_n an. Diese höheren Werte sollen Effekte aus Eckausrundungen und Risse im Querschnitt berücksichtigen. Für Vollholz gilt $\beta_n / \beta_0 = 1,23$ und für Brettschichtholz $\beta_n / \beta_0 = 1,08$. Unter der Annahme, dass Brettschichtholz weitgehend rissfrei ist, wird der Einfluss der Eckausrundung in der Norm mit dem Faktor 1,08 berücksichtigt. Der erhöhte Abbrand durch Risse wird dann folglich mit dem Faktor 1,15 anzunehmen sein. Entsprechend Bild 6.8 haben die Eckausrundungen bei beschichteten Bauteilen deutlich größeren Einfluss als bei ungeschützten, sodass der normative Ansatz nicht übernommen werden kann. Konsequenterweise wird im eigenen Modell der ECKEINFLUSS durch die ideale Abbrandtiefe d_0 unter Ansatz des realen Abbrandes mit der eindimensionalen Abbrandtiefe β_0 berücksichtigt. Da aufgrund der Vorerwär-

mung nach dem Verlust der Schutzwirkung ein beschleunigter Abbrand einsetzt, muss β_0 durch einen Vorfaktor an die jeweiligen Randbedingungen angepasst werden. Diese Vorgehensweise setzt fehlerfreies Holz voraus. Da der Einfluss von Rissen auf die Brandschutzleistung der HLB bisher noch nicht Gegenstand der Forschung war, muss bei der Anwendung dieses Bemessungsverfahrens die Forderung nach sehr sauberen Oberflächen gestellt werden, wie sie z. B. Brettschichtholz oder Konstruktionsvollholz aufweisen.

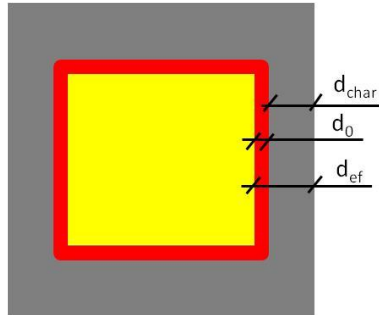


Bild 6.12 Ideeller Restquerschnitt: eindimensionale Abbrandtiefe d_{char} , ideale Abbrandtiefe d_0 und effektive Abbrandtiefe d_{ef}

6.5.1 Reale Abbrandtiefe d_{char}

Die reale Abbrandtiefe d_{char} an der Stelle 1 wird bei unbekleideten Bauteilen entsprechend der geltenden Normen mit einer konstanten Abbrandrate β_0 ermittelt. Die Linearität lässt sich dadurch erklären, dass der steigenden Brandraumtemperatur (ETK-Bedingungen) die vermehrte Holzkohlebildung entgegensteht [KM94]. Die Holzkohle wirkt physikalisch wie eine isolierende Schutzschicht.

Konstante Abbrandraten können dagegen für anfänglich geschützte Querschnitte nicht unterstellt werden. *König* und *Waleij* [KW99] zeigen für eindimensionale Beflammung und verschiedene Schutzdauern, dass der Abbrand mit steigendem $t_{pr,0}$ von einem linearen Verlauf in einen parabolischen Verlauf mit einem großen Gradienten zu Beginn des Abbrandes übergeht. Dieses ist sicherlich darauf zurückzuführen, dass der Abbrand einer exothermen chemischen Reaktion entspringt und die energetische Aufbereitung aufgrund der Vorwärmdauer zu einem beschleunigten Abbrand nach Verlust der Schutzwirkung führt. Die Holzoberfläche wird weiterhin mehr oder weniger schlagartig einer sehr hohen Brandraumtemperatur ausgesetzt und es muss erst noch eine schützende Holzkohleschicht gebildet werden, die die Abbrandgeschwindigkeit wieder reduziert.

In Bild 6.13 wird die reale Abbrandtiefe d_{char} an der Stelle 1 anhand eines Querschnittes mit Abmessungen von 200/200 [mm²] auf Basis der durchgeführten Parameterstudie dargestellt. Scharparameter ist dabei die eindimensionale Schutzdauer $t_{pr,0}$. Die in [KW99] beschriebene Abnahme der Linearität des Abbrandes mit steigender Schutzdauer wird durch die durchgeführten Rechnungen bestätigt.

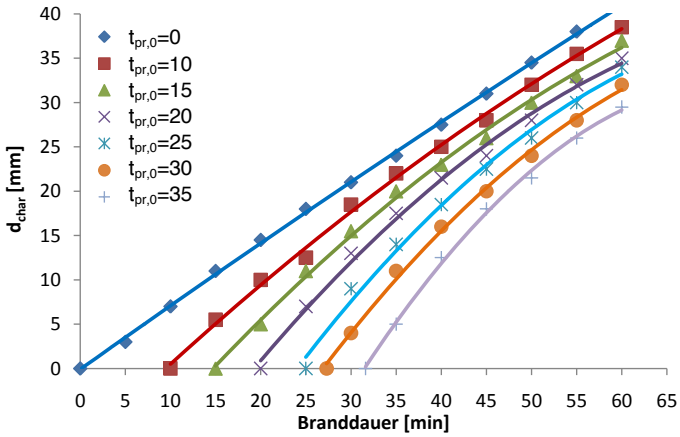


Bild 6.13 Abbrandtiefe d_{char} an der Stelle 1 eines Stützenabschnittes 200/200 [mm²] bei verschiedenen Schutzdauern $t_{pr,0}$

In Anlehnung an [KW99] wird ein bilineares Abbrandmodell entwickelt (Bild 6.14). Die in der Literatur beschriebene Vorgehensweise, den Knickpunkt als Funktion der Branddauer und der Abbrandgeschwindigkeit nach Verlust der Schutzwirkung zu formulieren, wird jedoch nicht übernommen. Die Regressionsanalysen der berechneten Temperaturfelder führen zu einer geeigneteren Darstellung, wenn der erste Teil des bilinearen Ansatzes jeweils für eine Dauer von 15 Minuten angesetzt wird. Die Abbrandraten der beiden Äste β_1 und β_2 ergeben sich durch Multiplikation der eindimensionalen Abbrandrate $\beta_0 = 0,65$ mm/min mit den Faktoren κ_1 und κ_2 :

$$\beta_1 = \kappa_1 \cdot \beta_0 \tag{6.7}$$

$$\beta_2 = \kappa_2 \cdot \beta_0 \tag{6.8}$$

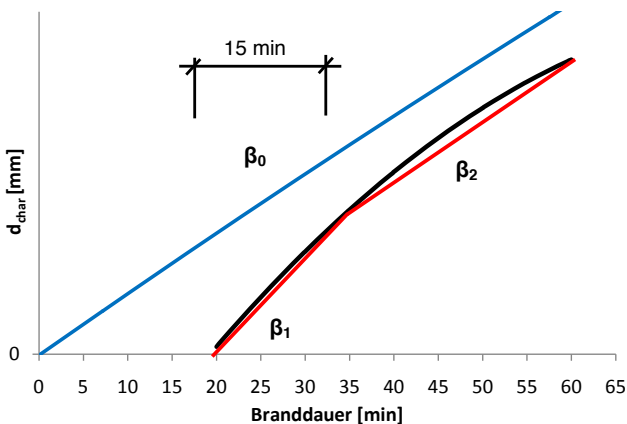


Bild 6.14 Bilinearer Ansatz zur Approximation des realen Verlaufs der Abbrandtiefe d_{char}

Die in der Parameterstudie erzeugten Temperaturfelder wurden auf die Abbrandraten β_1 und β_2 hin untersucht. Dazu wurde zunächst für jeden Querschnitt und jede eindimensionale Schutzdauer $t_{pr,0}$ ein bilineares Modell durch lineare Regression erstellt. Die so ermittelten Werte für κ_1 und κ_2 wurden dann wiederum einer multivariablen Regressionsanalyse unterzogen. Ergebnis ist schlussendlich die Darstellung von κ_1 und κ_2 in Abhängigkeit vom U/A-Wert des Anfangsquerschnittes und von der eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB (Bild 6.15).

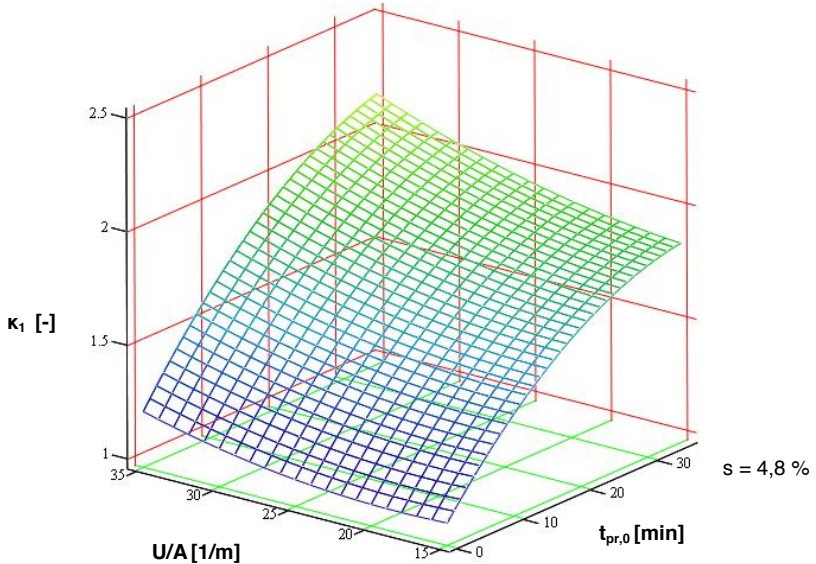


Bild 6.15 Umrechnungsfaktor κ_1 in Abhängigkeit von der Schutzdauer $t_{pr,0}$ und dem U/A-Wert des Anfangsquerschnittes

$$\kappa_1 = \sum_{i=0}^5 \text{Koeffs}_i \cdot t_{pr,0}^{l_i} \cdot U / A^{l_1} \geq 1 \quad (6.9)$$

$$I =$$

	0	1
0	1	1
1	0	2
2	0	1
3	0	0
4	1	0
5	2	0

$$\text{Koeffs} =$$

	0
0	1.541497 · 10 ⁻⁴
1	3.539291 · 10 ⁻⁴
2	-0.012958
3	0.803077
4	0.023727
5	-3.314601 · 10 ⁻⁴

Erwartungsgemäß steigt κ_1 mit dem U/A-Wert und Schutzdauer $t_{pr,0}$ stark an. Dieses ist auf der einen Seite darauf zurückzuführen, dass Querschnitte mit geringerer Massigkeit grundsätzlich stärker durchwärmt werden und auf der anderen Seite führt eine höhere Schutzdauer zu einem höheren Energieniveau (Vorwärmung) im Holz. Dieses erhöhte Energieniveau entsteht durch die langsam, aber sehr tief vordringende thermische Welle. Insgesamt entlädt sich die Vorwärmung

durch eine hohe Abbrandrate nach Verlust des Entzündungsschutzes. Eine Schutzwirkung durch den Schaum findet nicht mehr statt, da dieser entsprechend der Modellannahmen unmittelbar nach dem Entzünden des Holzes abfällt.

Bild 6.16 zeigt das Modell für den Parameter κ_2 , welches grundsätzlich den gleichen physikalischen Randbedingungen wie jenes für κ_1 , unterliegt und ebenfalls über einen quadratischen Ansatz formuliert wird. Die ebene Fläche im Bereich geringer U/A-Werte und geringer Schutzdauer rührt daher, dass Gleichung (6.10) in diesem Randbereich zu Werten etwas kleiner als 1 führt, was jedoch physikalisch nicht möglich ist und durch die notwendige Bedingung $\kappa_2 \geq 1$ ausgeschlossen wird.

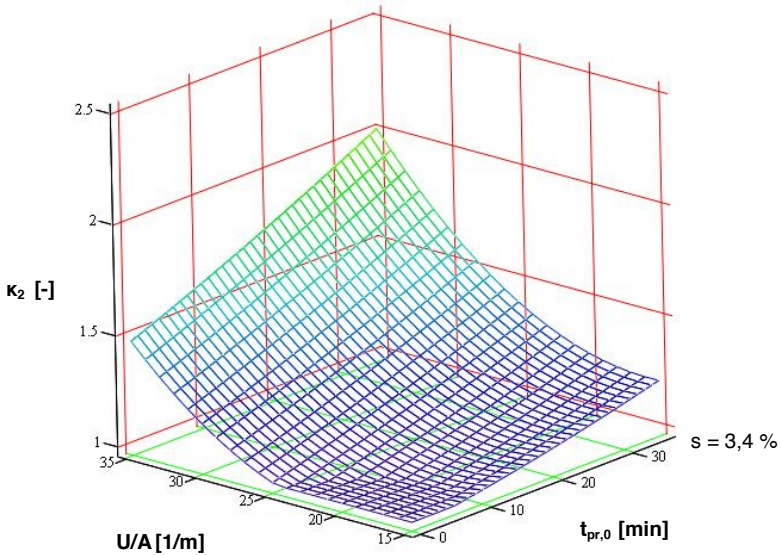


Bild 6.16 Umrechnungsfaktor κ_2 in Abhängigkeit von der Schutzdauer $t_{pr,0}$ und dem U/A-Wert des Anfangsquerschnittes

$$\kappa_2 = \sum_{i=0}^5 \text{Koeffs}_i \cdot t_{pr,0}^{i_0} \cdot U/A^{i_1} \geq 1 \tag{6.10}$$

$$I =$$

	0	1
0	1	1
1	0	2
2	0	1
3	0	0
4	1	0
5	2	0

$$\text{Koeffs} =$$

	0
0	$2.674 \cdot 10^{-4}$
1	$1.392 \cdot 10^{-3}$
2	-0.053
3	1.115
4	$-8.128 \cdot 10^{-4}$
5	$3.697 \cdot 10^{-5}$

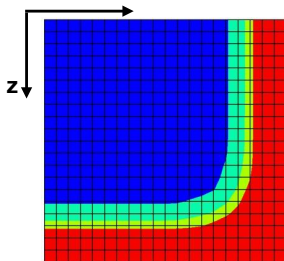
Die Standardfehler s der Modelle für κ_1 und κ_2 betragen 4,8 bzw. 3,4 %. Bei der Beurteilung ist zu berücksichtigen, dass hier zwei Regressionsanalysen hintereinander durchgeführt wurden, zunächst für einen Querschnitt und eine Schutzdauer und dann für den gesamten Anwendungsbereich. Eine Darstellung mit kubischen Modellen würde die Standardfehler zwar verringern, die Gleichungen (6.9) und (6.10) näherten sich jedoch an Werte an, die ebenfalls nicht exakt die Realität abbilden. Da die Natur in der Regel nicht zur Unstetigkeit neigt, wird der quadratische Ansatz vorgezogen. Dieser liegt vermutlich insgesamt näher an der Realität als ein „unruhiger“ kubischer Ansatz, der obendrein am Rand zum Überschwingen neigt.

6.5.2 Ideelle Abbrandtiefe d_0

Frangi [Fr01] erläutert, wie das in DIN EN 1995-1-2 und DIN 4102-22 festgeschriebene Maß $d_0 = 7$ mm hergeleitet wird. Annahme ist eine zeitlich konstante Breite des Temperaturgradienten, von der Abbrandgrenze bis zu unwesentlich erwärmten Bereichen (50°C), von 25 mm. Bei einer mittleren Temperatur im Gradienten von 70°C und der Übernahme der temperaturabhängigen Festigkeitseigenschaften von *Glos* und *Henrici* [GH90] darf der Gradient nur mit einer Restbreite von 18 mm angerechnet werden. Folglich beträgt die ideelle Abbrandtiefe $d_0 = 7$ mm.

Bei beschichteten Bauteilen kann nicht angenommen werden, dass der Gradient über die Branddauer konstant ist. Weiterhin ist es der mechanischen Präzision wegen nicht sinnvoll, den Wert für d_0 nur über die anrechenbare Fläche des Gradienten zu bestimmen. Vielmehr sollten ebenfalls die Auswirkungen auf das Flächenträgheitsmoment 2. Ordnung berücksichtigt werden, damit das Verfahren für Biege- und Stabilitätsversagen genauere Ergebnisse liefert.

In der mechanischen Analyse wird die Elementierung der thermischen Analyse übernommen. Den Elementen werden die temperaturabhängigen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften zugeordnet, woraus dann die effektiven Flächenwerte A_{ef} und $I_{y,\text{ef}}$ des Gesamtquerschnitts berechnet werden (Bild 6.17). Die Beiwerte zur Beschreibung der temperaturabhängigen Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften k_θ werden im nachfolgenden Abschnitt definiert.



$$A_{\text{ef}} = 4 \cdot \sum_{i=1}^{m-n} k_{\theta,i} \cdot A_i \quad (6.11)$$

$$I_{y,\text{ef}} = 4 \cdot \sum_{i=1}^{m-n} k_\theta I_{y,i} + k_\theta \cdot z_i^2 \cdot A_i \quad (6.12)$$

Bild 6.17 Elementierung des Querschnittsviertels entsprechend der thermischen Analyse und Bestimmung der effektiven Querschnittswerte A_{ef} und $I_{y,\text{ef}}$

Aus der Forderung, dass die ideellen Flächenwerte A_{id} und $I_{y,\text{id}}$ den effektiven Flächenwerten entsprechen, kann die ideelle Abbrandtiefe d_0 mittels Zielwertsuche bestimmt werden:

$$A_{\text{ef}} = (h - 2d_{\text{char}} - 2d_0) \cdot (b - 2d_{\text{char}} - 2d_0) = A_{\text{id}} \quad (6.13)$$

$$I_{\text{y,ef}} = (b - 2d_{\text{char}} - 2d_0) \cdot (h - 2d_{\text{char}} - 2d_0)^3 / 12 = I_{\text{y,id}} \quad (6.14)$$

6.5.2.1 Festigkeiten und Steifigkeiten unter Temperatureinwirkung

Die Änderungen der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Nadelholz unter Temperatureinwirkung sind in der Vergangenheit von verschiedenen Autoren untersucht worden. In den Arbeiten von *König* und *Waleij* [KW00], *Peter* [Pe03] und *Bobacz* [Bo06] werden zahlreiche Angaben zusammengefasst und Annahmen für Rechenwerte des temperaturabhängigen Abminderungsfaktors k_0 für die entsprechenden Holzeigenschaften getroffen. In dieser Arbeit wird keine erneute Literaturrecherche durchgeführt, sondern auf die Annahmen der genannten Quellen zurückgegriffen (Bilder 6.18/6.19).

Für die eigenen Festlegungen sind grundsätzlich zwei Aspekte zu berücksichtigen. Zum einen führen höhere Vorwärmdauern, wie sie bei beschichteten Bauteilen auftreten, zu einer stärkeren Zersetzung der Holzstruktur als geringere Vorwärmdauern. Dieses erfordert eher konservative Annahmen für k_0 , da der genaue Effekt zu diesem Zeitpunkt nicht quantifiziert werden kann. In der Literatur finden sich darüber hinaus keine systematischen Angaben zur Zeitabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften unter Temperatureinwirkung. Zum anderen zeigten die Überprüfungen der eigenen thermischen Analyse in Abschnitt 5.2 eine leichte Unterschätzung der Temperaturen unterhalb der 100 °C-Isotherme. Um diese Ungenauigkeit auszugleichen, sind im Folgenden ebenfalls konservative Annahmen für k_0 geboten.

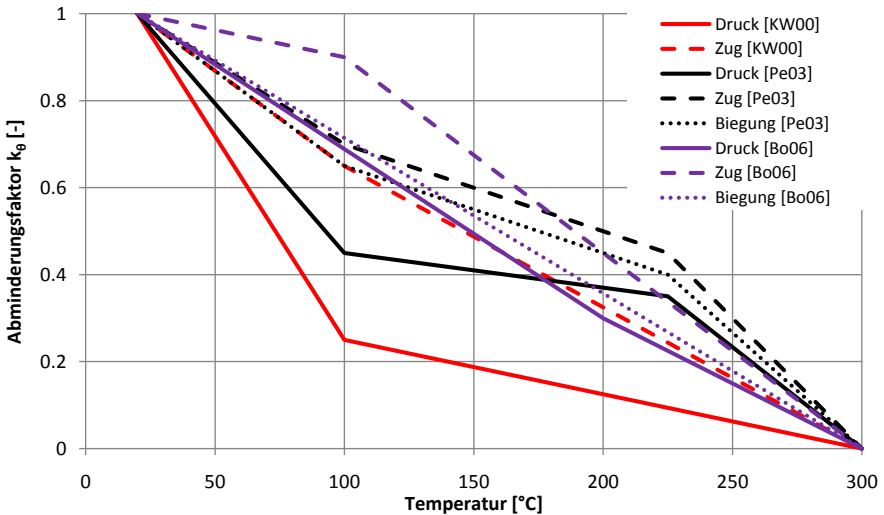


Bild 6.18 Temperaturabhängige Abminderungen der Festigkeiten von Nadelholz; Annahmen verschiedener Autoren

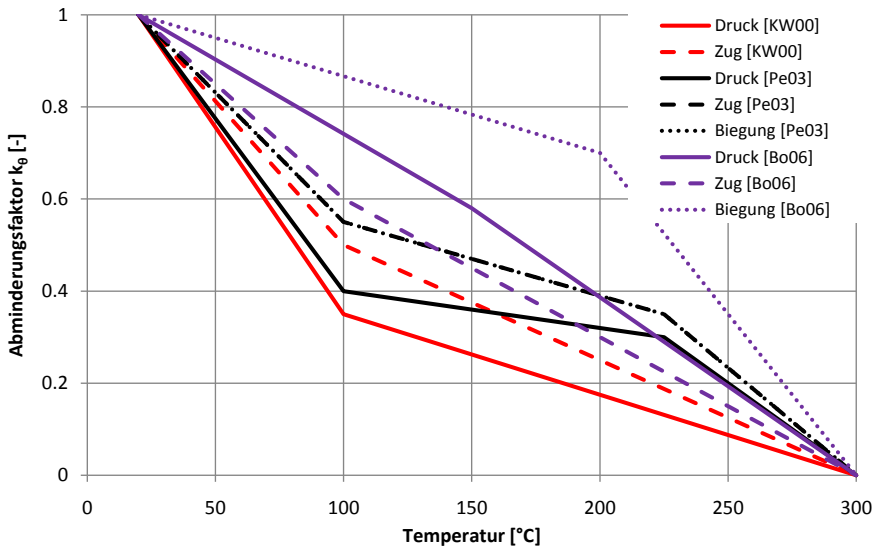


Bild 6.19 Temperaturabhängige Abminderungen der Steifigkeiten von Nadelholz; Annahmen verschiedener Autoren

Die Annahmen von *Bobacz* [Bo06] liegen bereichsweise deutlich über denen der beiden anderen Autoren. *Peter* [Pe03] sowie *König und Waleij* [KW00] beziehen sich jedoch teilweise auf dieselbe Primärliteratur, wodurch sich deren gemeinsames Abheben von *Bobacz* [Bo06] erklären lässt. Insgesamt werden die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von *König und Waleij* [KW00] am stärksten abgemindert.

Für diese Arbeit werden die Annahmen von *König und Waleij* [KW00] übernommen. Dieses begründet sich zunächst in der eingangs erläuterten Erfordernis konservativer Festlegungen. Darüber hinaus ist positiv zu bewerten, dass *König und Waleij* [KW00] ein Bemessungsverfahren für beplankte Holztafelwände herleiten und validieren. Hier handelt es sich um anfänglich geschützte Querschnitte, die ähnlich wie beschichtete, einer längeren Vorwärmdauer unterliegen und damit der eigenen Aufgabenstellung sehr nahe kommen.

Nunmehr liegen Rechenwerte für die temperaturabhängigen Zug- und Druckfestigkeiten sowie Druck- und Zug-E-Moduln vor. *König und Waleij* [KW00] machen jedoch keine Angaben zum effektiven Biegeverhalten, da sie nichtlineare Materialgesetze verwenden, für die ausschließlich Angaben für reinen Druck und reinen Zug benötigt werden. *Peter* [Pe03] führt diesbezüglich aus, dass das Festigkeits- und Steifigkeitsverhalten bei Biegebelastung auch im Brandfall maßgeblich durch die biegezugbelasteten Fasern bestimmt wird. Daher können die Werte von k_0 für Zugfestigkeit und Zug-E-Modul für Biegefestigkeit und Biege-E-Modul übernommen werden (Tabelle 6.2).

Tabelle 6.2 Temperaturabhängige Abminderungen der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften in dieser Arbeit

Temperatur [° C]	Zugfestigkeit $f_{t,fi}$	Zug-E-Modul $E_{t,fi}$	Druckfestigkeit $f_{c,fi}$	Druck-E-Modul $E_{c,fi}$	Biegefestigkeit $f_{m,fi}$	Biege-E-Modul $E_{m,fi}$
k_0						
20	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
100	0,65	0,5	0,25	0,35	0,65	0,5
300	0	0	0	0	0	0

6.5.2.2 Modelle für d_0

Die Veränderungen der ideellen Abbrandtiefen d_0 über die Branddauer werden in Bild 6.20 exemplarisch für die Widerstandsgröße Biegesteifigkeit und an den Querschnitten 160/160 sowie 300/300 [mm²] dargestellt. Scharparameter ist die eindimensionale Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB. Bis zum Erreichen des Zündzeitpunktes $t_{pr,1}$ an der Stelle 1 steigt d_0 annähernd linear an. Nach der Entzündung ist der Anstieg deutlich flacher, bei $t_{pr,0} \geq 20$ sinkt d_0 sogar ab. Die Kurven der geschützten Querschnitte nähern sich letztlich alle dem Verlauf für den Querschnitt ohne Schutzsystem an. Die Darstellungen für d_0 weisen zwei charakteristische Knickstellen auf. Die erste fällt jeweils mit dem Zündzeitpunkt an der Stelle 1 und dem Beginn des realen Abbrandes zusammen. Die zweite Knickstelle ist nach einer weiteren Branddauer von 15 Minuten zu beobachten und entspricht der Knickstelle im bilinearen Abbrandmodell nach Bild 6.14, welches dieser Untersuchung zugrunde gelegt wurde. Für das zu entwickelnde Modell ist die Tatsache wesentlich, dass d_0 in deutlicher Nähe zum Zündzeitpunkt $t_{pr,1}$ für alle Schutzdauern $t_{pr,0}$ jeweils auf einer Geraden liegt, im Bild 6.20 jeweils durch eine rote Linie dargestellt.

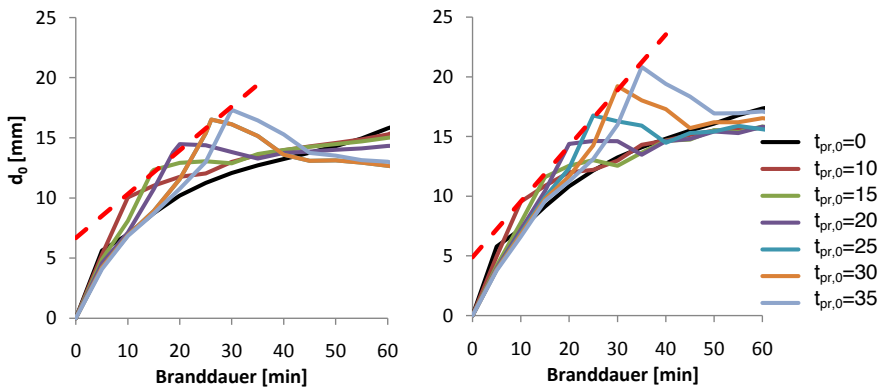


Bild 6.20 Parameterstudie für ideale Abbrandtiefe d_0 in Abhängigkeit von der Branddauer und der eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0}$; Widerstandsgröße Biegesteifigkeit über das Flächenmoment 2. Grades; links: Querschnitt 160/160 [mm²]; rechts: Querschnitt 300/300 [mm²]

Im weiteren Verlauf der Arbeit wurden 6 Modelle für d_0 entwickelt. Diese unterscheiden sich in den mechanischen Widerstandsgrößen: Biegefestigkeit/-steifigkeit, Druckfestigkeit/-steifigkeit und Zugfestigkeit/-steifigkeit. Die umfangreichen Kurvenverläufe wurden für jede Widerstandsgröße in ein trilineares Modell überführt, welches den exakten Verlauf entweder auf der sicheren Seite liegend umhüllt oder nur ganz unwesentlich auf der unsicheren Seite liegt (Bild 6.21). Der Begriff „unwesentlich“ beschreibt hier eine Abweichung von immerhin 2 mm, was jedoch in Hinblick auf die aktuellen Normen, die einheitlich $d_0 = 7$ mm vorgeben, tolerabel erscheint. Das gewählte Modell für d_0 ist insbesondere abhängig von der Branddauer, indes nur teilweise vom U/A-Wert des Ausgangsquerschnittes. Der in Bild 6.21 grün dargestellte ansteigende Ast stellt den Verlauf von d_0 für die Dauer bis zum Entzünden des Querschnittes an der Stelle 1 zum Zeitpunkt t_1 dar, es gilt $t_1 = t_{pr}$. Der zweite Ast, welcher sowohl einen negativen als auch einen positiven Gradienten aufweisen kann und im Bild schwarz eingefärbt ist, wird durch den Zeitpunkt t_2 begrenzt, welcher für alle Modelle einheitlich der 50. Minute entspricht.

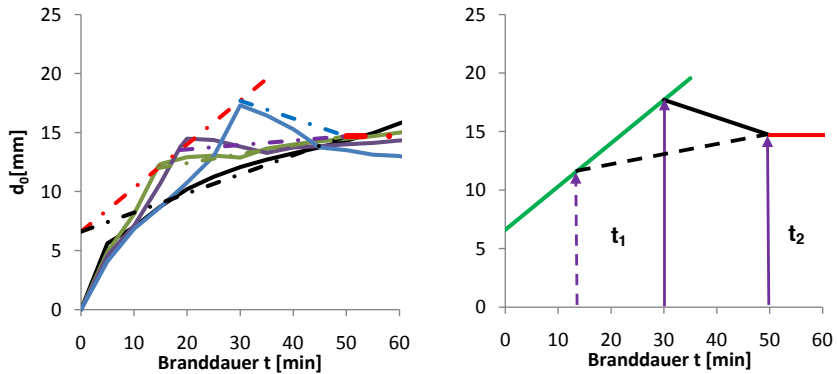


Bild 6.21 Ideelle Abbrandtiefe d_0 , Annäherung mit einem trilinearen Modell

Der horizontale Ast des trilinearen Modells ist einzig abhängig vom U/A-Wert des Anfangsquerschnittes. Bild 6.22 zeigt exemplarisch d_0 für die Widerstandsgröße Biegesteifigkeit, das wie bei den anderen Widerstandsgrößen überproportional mit ansteigendem U/A-Wert abnimmt.

Tabelle 6.3 enthält die Koeffizienten aller sechs trilinearen Modelle. Die Spalten m und y beschreiben den linearen Anstieg mit:

$$d_0(t) = m \cdot t + y \quad \text{für } t \leq t_1 \tag{6.15}$$

und die Spalten a, b und c die Höhe des horizontalen Astes mit:

$$d_0(U/A) = a \cdot U/A^2 + b \cdot U/A + c \quad \text{für } t \geq t_2 \tag{6.16}$$

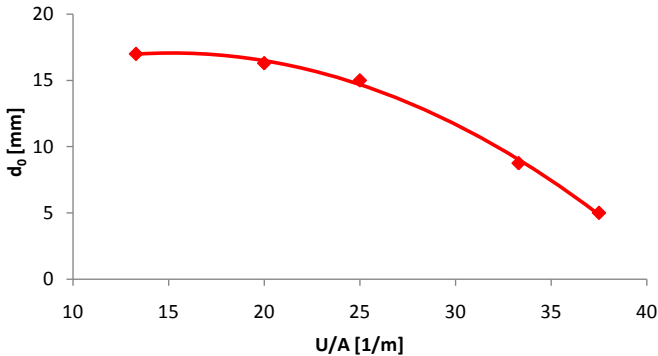


Bild 6.22 Ideelle Abbrandtiefe d_0 ab dem Zeitpunkt t_2 ; horizontaler Ast des trilinearen Modells in Abhängigkeit vom U/A -Wert; Widerstandsgröße Biegesteifigkeit über das Flächenmoment 2. Grades

Für eindimensionale Schutzdauern $t_{pr,0} \leq 15$ und gleichzeitig U/A -Werte $U/A \geq 30$ sind in Tabelle 6.3 gesonderte Koeffizienten angegeben, damit die Modelle auch bei sehr kurzen Schutzdauern und sehr kleinen Querschnittsabmessungen konservativ sind.

Tabelle 6.3 Koeffizienten der Funktionen des trilinearen Modells für d_0

	Ideeller Flächenwert	m	y	a	b	c
Allgemein						
Biegefestigkeit	I_y	0.32	5.25	-0.020011	0.620654	9.930631
Biegesteifigkeit	I_y	0.37	6.60	-0.024411	0.739908	11.453197
Druckfestigkeit	A	0.55	7.50	-0.037978	1.362081	10.864321
Drucksteifigkeit	A	0.47	7.20	-0.030198	1.054503	11.621933
Zugfestigkeit	A	0.34	4.50	-0.027812	1.076716	4.374683
Zugsteifigkeit	A	0.40	6.00	-0.031679	1.200020	9.965953
Für $t_{pr,0} \leq 15$ und $U/A \geq 30$						
	Ideeller Flächenwert	m	y	a	b	c
Biegefestigkeit	I_y	0.32	5.25	-0.020011	0.620654	13.930631
Biegesteifigkeit	I_y	0.37	6.60	-0.024411	0.739908	15.453197
Druckfestigkeit	A	0.55	7.50	-0.037978	1.362081	14.864321
Drucksteifigkeit	A	0.47	7.20	-0.030198	1.054503	15.621933
Zugfestigkeit	A	0.34	4.50	-0.027812	1.076716	8.374683
Zugsteifigkeit	A	0.40	6.00	-0.031679	1.200020	13.96595

6.5.2.3 Plausibilitätsprüfung

In diesem Abschnitt werden die Modelle für d_0 einer ausführlichen Plausibilitätsprüfung unterzogen, welche insbesondere auch dem Verständnis der Zusammenhänge dienen soll.

Der horizontale Ast des trilinearen Modells für d_0 ist mit steigendem U/A-Wert, also bei Querschnitten geringerer Abmessungen, deutlich niedriger anzusetzen (Bild 6.22). Dieses wird mittels einer einfachen geometrischen Überlegung nachvollzogen (Bild 6.23). Zunächst wird der Restquerschnitt als kreisförmig mit dem Radius r idealisiert. Die Seitenlänge $r-d_0$ beschreibt sodann ein Quadrat, welches dasselbe Flächenmoment 2. Grades wie der Kreis aufweist. Durch Gleichsetzen und Auflösen nach d_0 wird ein linearer Zusammenhang zwischen r und d_0 deutlich. Je größer die Abmessung des kreisförmigen Restquerschnittes ist, umso größer ist die ideale Abbrandtiefe d_0 , die Steigung der Geraden beträgt 0,124.

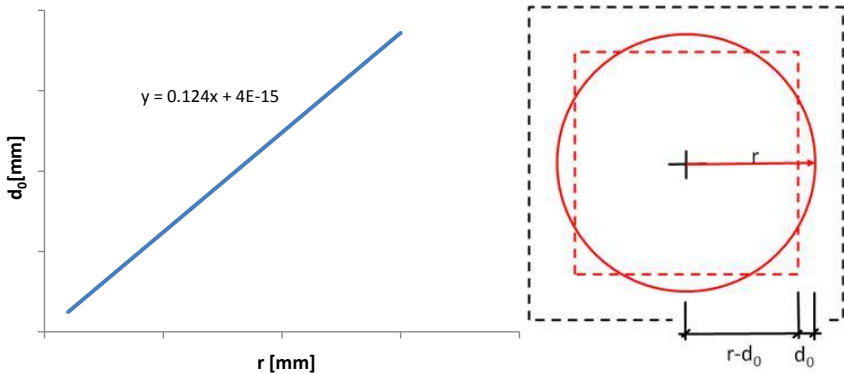


Bild 6.23 Vereinfachtes Modell der Abbrandgrenze als Kreis und zugehöriges Quadrat mit gleichem Flächenmoment 2. Grades; Verlauf der ideellen Abbrandtiefe d_0 in Abhängigkeit vom Radius

Um den gesamten Verlauf des Modells für d_0 qualitativ nachvollziehen zu können, werden im Folgenden die 100 °C - und die 300 °C-Isotherme besonders betrachtet. Die 100 °C-Isotherme markiert den Bereich des Querschnittes, welcher verhältnismäßig kalt und dementsprechend fest ist. Die 300 °C-Isotherme stellt die Abbrandgrenze dar. Bereiche mit Temperaturen über 300 °C sind ohne Relevanz, da sie keinerlei Festigkeit mehr aufweisen. Mit Fortschreiten des Brandes wird die durch die 100 °C-Isotherme einbeschriebene Fläche A_3 immer kleiner (Bild 6.24). Nach Verlust der Schutzwirkung an der Stelle 1 wird die Restquerschnittsfläche A_1 durch Subtraktion der aus dem realen Abbrand d_{char} abgeleiteten Brandfläche von der Ausgangsfläche A_0 gebildet (im Bild 6.24 blau gestrichelt dargestellt). A_1 ist also eine Funktion des bilinearen Abbrandmodells nach Abschnitt 6.5.1. Innerhalb der Fläche A_2 befindet sich die Abbrandgrenze bzw. die 300 °C-Isotherme. A_2 wird aus der Differenz von A_1 und A_3 gebildet und stellt somit die Fläche eines ideellen Temperaturgradienten dar. Je größer A_2 ist, umso größer ist logischerweise auch die ideale Abbrandtiefe d_0 . Die rote Kurve in Bild 6.24 beschreibt den Größenverlauf der Fläche

des ideellen Temperaturgradienten exemplarisch für einen Querschnitt 160/160 [mm²] bei einer Schutzdauer von 30 Minuten. Die Ähnlichkeit der Kurve zum trilinearen Modell ist offensichtlich, der Verlauf ist jedoch insgesamt weicher, weil die Flächen A_2 und A_3 direkt aus den berechneten Temperaturfeldern ermittelt wurden und somit nicht der Linearisierung des Abbrandes unterliegen.

Physikalisch lässt sich das Modell für d_0 auch über den Zusammenhang zwischen der thermischen Welle, die in den Querschnitt eindringt, und dem Verlauf der Abbrandgrenze erklären. Zunächst wird der Querschnitt erwärmt, die Abbrandgrenze dringt jedoch bis zum Versagen des Beschichtungssystems noch nicht in den Querschnitt ein. Die Fläche des Temperaturgradienten wird immer größer und folglich muss auch die ideale Abbrandtiefe d_0 anwachsen. Nach dem Versagen der Beschichtung setzt ein beschleunigter Abbrand ein. Die Abbrandgeschwindigkeit ist dabei zunächst schneller als die thermische Welle (Effekt der Vorwärmung), die in die tieferen Regionen des Querschnittes eindringt und damit wird d_0 wieder kleiner. Nach einer gewissen Zeit nimmt die Änderung der Fläche des Temperaturgradienten ab und d_0 strebt einen konstanten Wert an. Es stellen sich Verhältnisse wie bei einem anfänglich ungeschützten Querschnitt ein.

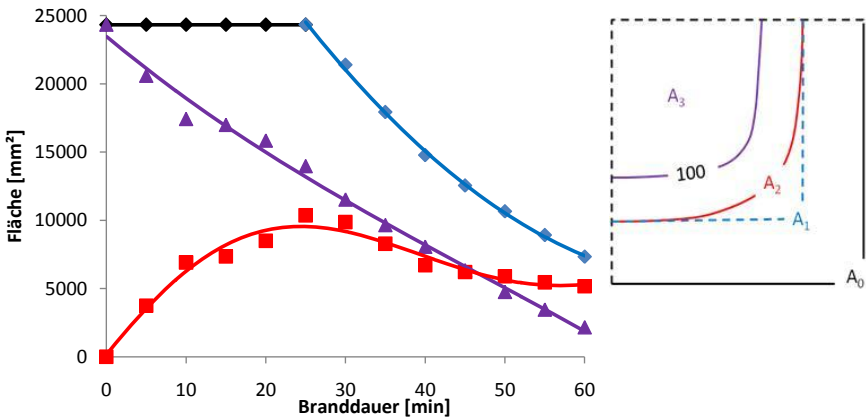


Bild 6.24 Verlauf der Fläche des ideellen Temperaturgradienten, Schutzdauer $t_{pr,0} = 30$ Minuten, Ausgangsquerschnitt 160/160 [mm²]

6.5.2.4 Vergleich mit Normverfahren

Ein direkter Vergleich des Normverfahrens mit ideellem Restquerschnitt entsprechend Eurocode DIN EN 1995-1-2 bzw. DIN 4102-22 mit dem eigenen Verfahren ist nur für unbeschichtete Bauteile möglich. In Bild 6.25 wird vergleichend die effektive Abbrandtiefe d_{ef} über der Branddauer für die Widerstandsgrößen Druckfestigkeit f_{c0} und Biegefestigkeit f_m aufgetragen. Der Ausgangsquerschnitt hat die Abmessungen 200/200 [mm²].

Die Abbrandtiefen für die Biegefestigkeit und für das Normverfahren verlaufen ohne nennenswerte Differenz. Die Widerstandsgröße Druckfestigkeit führt bei dem eigenen Verfahren jedoch zu

einer um ca. 10 mm größeren Abbrandtiefe, wobei diese Differenz nun nicht mehr vernachlässigbar ist. Der Grund hierfür ist in der Annahme für die temperaturabhängigen Festigkeiten zu suchen. Das Normverfahren beruht auf den Werten von *Glos* [GH90], vgl. Abschnitt 6.5.2. Die eigenen Annahmen für die temperaturabhängige Druckfestigkeit sind deutlich niedriger, sodass die ideale Abbrandtiefe d_0 auch um ein beträchtliches Maß größer sein muss. Sie decken sich mit den Angaben im Eurocode 5 für die Durchführung der genauen Rechenverfahren. Da das eigene Modell für d_0 letztlich auf ein genaues Verfahren zurückzuführen ist, zeigt sich ein deutlicher Widerspruch im Normenwerk hinsichtlich der stofflichen Grundlagen für vereinfachte und genaue Rechenverfahren. In [Pe03] wird ein nichtlineares Verfahren für die Querschnittsbemessung entwickelt und auch dort zeigen Vergleichsrechnungen, dass genauere Verfahren unter Umständen zu einer konservativeren Abschätzung der Tragfähigkeit führen. Um den Widerspruch zweifelsfrei zu klären, müsste eine entsprechende Versuchsreihe durchgeführt werden, die jedoch nicht Bestandteil dieser Arbeit ist.

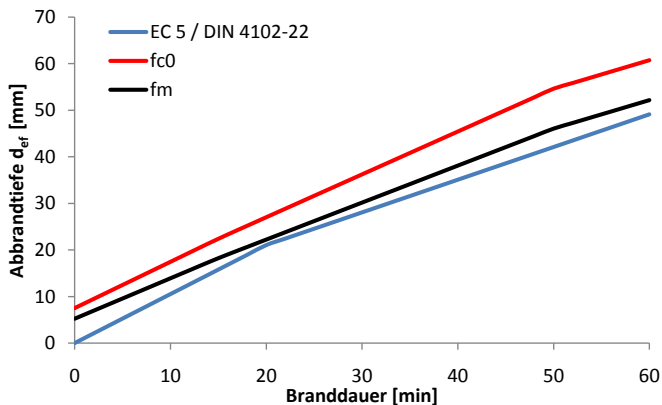


Bild 6.25 Effektive Abbrandtiefe d_{eff} für unbeschichtete Bauteile, Vergleich des eigenen Verfahrens mit dem EC 5 bzw. DIN 4102-22 für die Widerstandsgrößen Druckfestigkeit f_{c0} und Biegefestigkeit f_m ; Querschnitt 200/200 [mm²]

6.5.2.5 Dreiseitige Beflammung

Die bisherigen Entwicklungen basieren ausnahmslos auf thermischen Analysen vierseitig beflammter Querschnitte. Die Anwendung der Modelle für die ideale Abbrandtiefe d_0 kann jedoch auch auf dreiseitig beflammte Querschnitte erfolgen. Dieses führt zu Ergebnissen auf der sicheren Seite. In Bild 6.26 wird exemplarisch für einen Querschnitt 160/160 [mm²] gezeigt, dass die mittleren Temperaturen T_m der Restquerschnitte bei gleichen Abmessungen des Anfangsquerschnittes und vierseitiger Beflammung immer höher sind als bei dreiseitiger Beflammung. Der dreiseitig beflammte Restquerschnitt hat also eine höhere Festigkeit und Steifigkeit als der vierseitig beflammte, sodass bei Anwendung der hier erarbeiteten Modelle für d_0 eine größere Querschnittsreduktion erfolgt als erforderlich.

Die Modelle der vereinfachten Verfahren in Eurocode DIN EN 1995-1-2 bzw. DIN 4102-22 unterscheiden ebenfalls nicht zwischen vierseitig und dreiseitig beflamten Querschnitten, sodass es auch nicht als Malus zu sehen ist, entsprechende genauere Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit zu vernachlässigen.

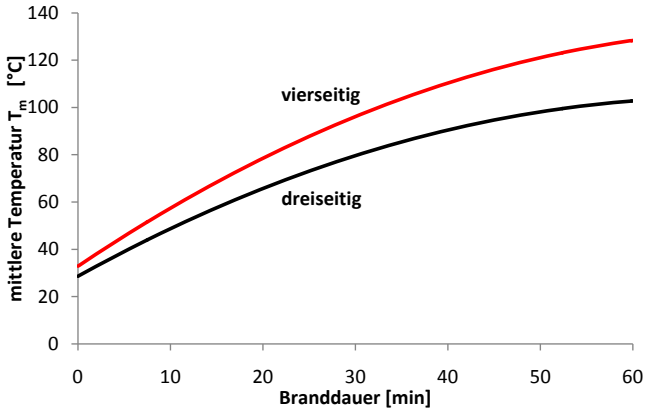


Bild 6.26 Mittlere Temperatur im Restquerschnitt; Vergleich dreiseitige und vierseitige Beflammung, Schutzdauer $t_{pr,0} = 30$ Minuten, Ausgangsquerschnitt 160/160 [mm²]

6.6 Anwendung

Im Folgenden wird das deterministische Bemessungsmodell exemplarisch an Zugstäben, Biegebalken und Pendelstützen vorgeführt. Den Berechnungen liegt jeweils Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL28h zugrunde. Die Beflammung erfolgt ausschließlich vierseitig.

Die deterministischen Rechnungen basieren auf dem Sicherheitskonzept der Eurocodes DIN EN 1991-1-2 und DIN EN 1995-1-2 für die außergewöhnliche Einwirkung Brand, wobei die Schutzwirkung der HLB als Mittelwert angenommen wird. Diese Annahme entspricht der Vorgehensweise in DIN EN 1995-1-2 für bekleidete Bauteile. Die untersuchte maximale Schutzdauer beträgt $t_{pr,0} = 30$ Minuten.

Zur Veranschaulichung der Wirkung der HLB wird in den nachfolgend dargestellten Diagrammen die Traglast $T_{Rd,fi}$ der jeweiligen Brandminute auf die Traglast im Brandfall zum Ausgangszeitpunkt $T_{Rd,fi,0}$ bezogen, nachfolgend bezogene Traglast $t_{Rd,fi}$ genannt:

$$t_{Rd,fi} = \frac{T_{Rd,fi}}{T_{Rd,fi,0}} \tag{6.17}$$

Der mechanische Auslastungsgrad α_0 in der 0. Brandminute ist der Quotient aus der äußeren Einwirkung im Brandfall $T_{Ed,fi}$ und der Traglast $T_{Rd,fi,0}$:

$$\alpha_0 = \frac{T_{Ed,fi}}{T_{Rd,fi,0}} \tag{6.18}$$

$T_{Ed,fi}$ ist von der Kategorie der veränderlichen Einwirkung nach DIN EN 1991-1-1 und dem damit einhergehenden Kombinationsbeiwert Ψ sowie vom Verhältnis der veränderlichen zu den ständigen Einwirkungen (Q_k/G_k) abhängig. Die baupraktisch relevanten Fälle werden durch die Annahme einer Spanne $0,25 \leq \alpha_0 \leq 0,40$ abgedeckt, in den Diagrammen durch rot gestrichelte Linien angedeutet. Grundlage der Angabe dieser Spanne ist eine volle Ausnutzung des Bauteils bei der Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturbedingungen.

Der Schnittpunkt der Traglastkurven $t_{Rd,fi}$ mit dem mechanischen Auslastungsgrad α_0 gibt die Feuerwiderstandsdauer des jeweiligen Systems an. Denn zu diesem Zeitpunkt gilt $T_{Rd,fi} = T_{Ed,fi}$. Zur Hervorhebung der Feuerwiderstandsklasse R 30 wird in den Diagrammen jeweils in der 30. Brandminute eine vertikale Linie angeordnet. Die den Traglastberechnungen zugrunde liegenden Nachweisgleichungen werden in Anhang A6 zusammengefasst.

6.6.1 Zugstäbe

Die Anwendung der HLB auf Zugstäbe erfolgt exemplarisch anhand der beiden Querschnitte 12/12 und 22/22 [cm²] mit U/A Werten von 33,3 bzw. 18,2 1/m (Bild 6.27). Die Traglast sinkt aufgrund der Durchwärmung des Querschnitts auch vor Versagen der HLB an der Stelle 1 annähernd linear ab. Es kommt im weiteren Verlauf zu einer deutlichen Knickstelle, die mit dem Versagen der HLB und dem gleichzeitig einsetzenden realen Abbrand einhergeht. Die Traglastkurve weist nach weiteren 15 Minuten einen leichten Knick auf, was auf die Knickstelle im bilinearen Abbrandmodell zurückzuführen ist. Nach Versagen der HLB nähern sich die Traglastkurven der geschützten Querschnitte immer mehr dem ungeschützten Fall an, was auf die vergrößerte Abbrandgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Vorwärmdauer zurückzuführen ist. Während die HLB bei Branddauern von rund 30 Minuten noch einen signifikant steigernden Einfluss auf die Traglast hat, nimmt dieser bei deutlich größeren Branddauern sehr stark ab.

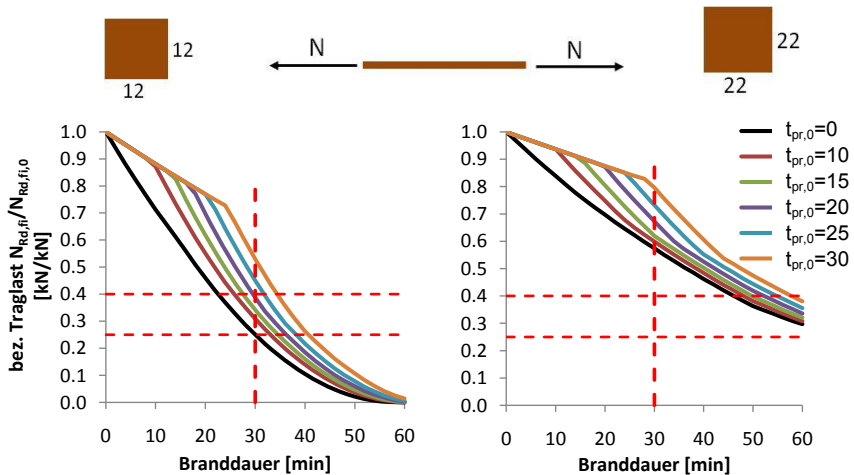


Bild 6.27 Anwendung der HLB auf Zugstäbe; Querschnitte 12/12 und 22/22 [cm²]

Der Querschnitt 12/12 [cm²] erreicht für geringe Ausnutzungsgrade α_0 ohne Schutzsystem soeben die Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten. Unter Anwendung einer HLB mit einer Schutzdauer von $t_{pr,0} = 20$ Minuten kann die Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten auch für größere Ausnutzungsgrade α_0 erzielt werden. Der Querschnitt 22/22 [cm²] erreicht ungeschützt problemlos eine Branddauer von 30 Minuten und bei geringer Ausnutzung α_0 auch eine Branddauer von 60 Minuten. Die HLB ist trotz des geringen Effektes bei großen Branddauern gerade noch in der Lage, auch bei erhöhten Ausnutzungsgraden die Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten zu gewährleisten.

6.6.2 Balken

Bei der Traglastermittlung für die Balken wird neben der Querschnittstragfähigkeit auch das Stabilitätsverhalten auf Grundlage der Kippspannungslinien entsprechend DIN EN 1995-1-1 bzw. DIN 1052 berücksichtigt. Die gewählte Balkenlänge bedingt in der 0. Brandminute jeweils einen bezogenen Kippschlankheitsgrad $\lambda_{rel,m,fi,0} = 0,6$. Die Querschnitte haben Abmessungen von 10/20 und 16/32 [cm²] mit U/A-Werten von 30,0 bzw. 18,8 1/m (Bild 6.28). Neben der vertikalen Streckenlast wirkt eine horizontale Streckenlast, welche 10 % der vertikalen beträgt.

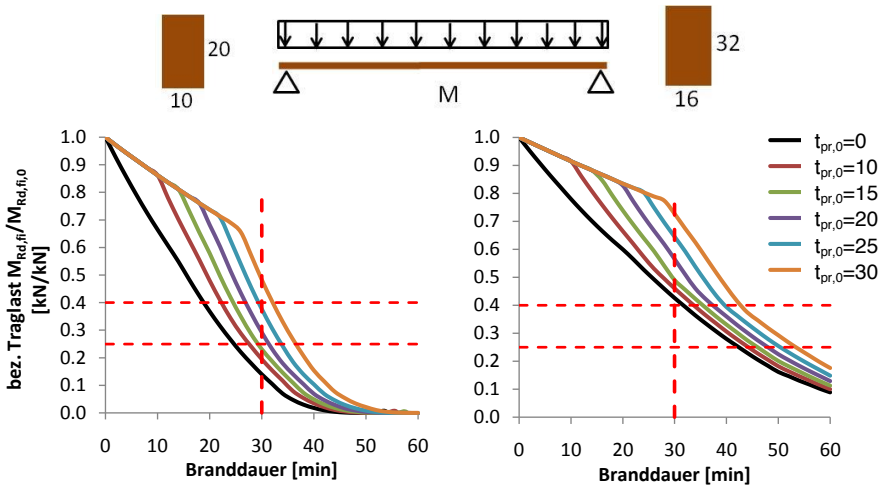


Bild 6.28 Anwendung der HLB auf Biegebalken; Querschnitte 10/20 und 16/32 [cm²], Kippschlankheitsgrad $\lambda_{rel,m,fi,0} = 0,6$

Der Querschnitt 10/20 [cm²] erreicht die Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten im ungeschützten Zustand nicht. Die Applikation einer HLB mit einer Schutzdauer von $t_{pr,0} = 25$ Minuten ermöglicht die Steigerung der Branddauer auch für größere Ausnutzungsgrade α_0 auf 30 Minuten. Der Querschnitt 16/32 [cm²] benötigt für die Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten kein Schutzsystem. Im Bild 6.28 ist jedoch erkennbar, dass auch die HLB nicht in der Lage ist, den stabilitätsgefährdeten Balken für eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten zu ertüchtigen.

Im Bild nicht dargestellt ist die Untersuchung nichtkipppgefährdeter Bauteile. Es lässt sich zeigen, dass die HLB den gehaltenen Querschnitt 16/32 [cm²] gerade für eine Branddauer von 60 Minuten ertüchtigen kann, wenn der Ausnutzungsgrad α_0 mit einem Wert von 0,25 eher gering ausfällt.

6.6.3 Pendelstützen

Die Untersuchung zur Traglastentwicklung der Pendelstützen basiert auf dem Ersatzstabverfahren nach DIN 1052:2008 bzw. DIN EN 1995-1-1, welches auf die Knickspannungslinien nach *Blaß* [BI87] aufbaut.

Die in Bild 6.29 dargestellten Ergebnisse gehören zu Pendelstützen mit Querschnitten 14/14 und 22/22 [cm²] mit U/A-Werten von 28,6 bzw. 18,2 1/m. Der Schlankheitsgrad in der 0. Brandminute λ_0 beträgt bei beiden Stützen 75. Die auf die Anfangshöhe bezogene Ausmitte der Normalkraft e/h_0 wurde zu 0 gewählt.

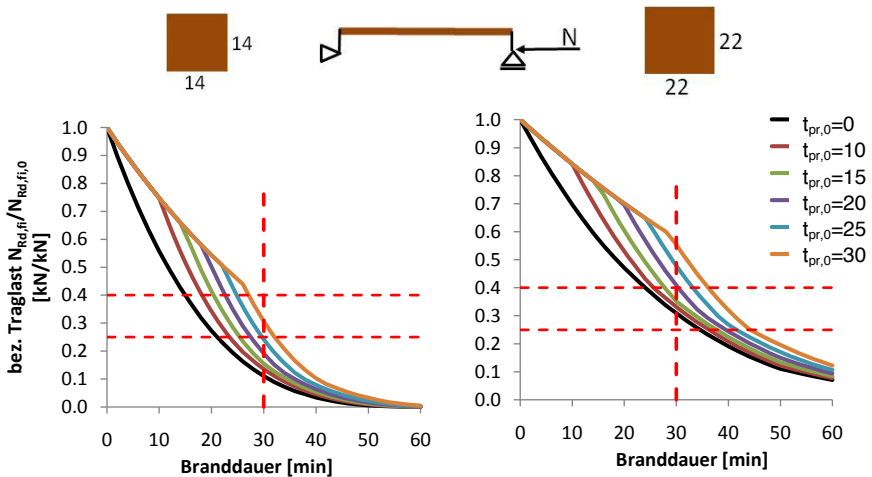


Bild 6.29 Anwendung der HLB auf Pendelstützen; Querschnitte 14/14 und 22/22 [cm²], Schlankheitsgrad $\lambda_0 = 75$, Ausmitte $e/h_0 = 0$

Die Stütze mit dem weniger massigen Querschnitt 14/14 [cm²] verliert mit fortschreitender Branddauer rapide an Tragfähigkeit. Auch die Anwendung der HLB ermöglicht die Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten nur für mittlere Ausnutzungsgrade α_0 . Die Stütze mit dem deutlich massigeren Querschnitt 22/22 erreicht bereits ohne Schutzsystem eine Branddauer von 30 Minuten und kann mithilfe der HLB für alle Werte von α_0 ausgerüstet werden. Die Branddauer von 60 Minuten bleibt jedoch auch mit der HLB gänzlich unerreichbar.

Der Einfluss der anfänglichen Schlankheit λ_0 wird anhand von Bild 6.30 erläutert. Zur Anwendung kommt eine HLB mit der Schutzdauer $t_{pr,0} = 25$ Minuten, die bezogene Ausmitte e/h_0 beträgt

wiederum 0. Aufgrund der deutlich geringeren Massigkeit verliert die Stütze mit dem Querschnitt 14/14 [cm²] deutlich schneller ihre Tragfähigkeit als jene mit dem Querschnitt 22/22 [cm²]. Bei beiden Stützen hat die Änderung der anfänglichen Schlankheit λ_0 keinen relevanten Einfluss auf den Verlauf der bezogenen Traglast. Diese Tatsache lässt sich leicht anhand der allgemeinen Knickgleichung für mittig gedrückte Stäbe erklären:

$$N_{ki}(t) = \frac{\pi^2 \cdot E(t)}{s_k^2} \quad (6.19)$$

Während der Branddauer ändert sich nur das Flächenträgheitsmoment 2. Grades $I(t)$ des Querschnitts und damit die zeitabhängige Schlankheit $\lambda(t)$. Bei Stützen mit demselben Querschnitt ist folgerichtig der Verlauf des Verhältnisses von anfänglicher Schlankheit zu zeitabhängiger Schlankheit $\lambda_0 / \lambda(t)$ über die Branddauer identisch, was wiederum zu denselben bezogenen Traglasten führt.

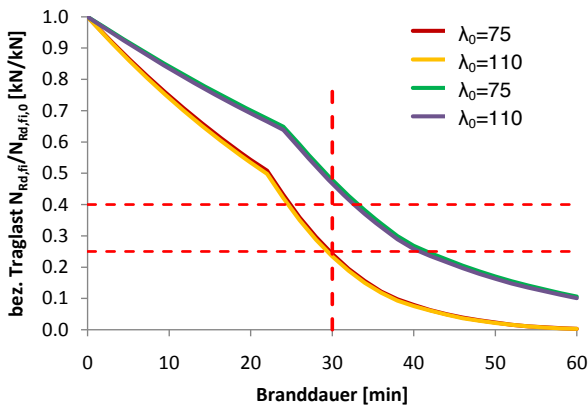


Bild 6.30 Anwendung der HLB auf Pendelstützen, Untersuchung des Einflusses der Schlankheit; Querschnitte 14/14 und 22/22 [cm²], Schlankheitsgrade $\lambda_0 = 75$ und $\lambda_0 = 110$ Ausmitte $e / h_0 = 0$, HLB mit $t_{pr,0} = 25$ Minuten

In einer weiteren Studie wird der Einfluss der anfänglichen bezogenen Ausmitte e/h_0 untersucht (Bild 6.31). Grundlage ist die Stütze mit dem wenig massigen Querschnitt 14/14 und einer HLB mit $t_{pr,0} = 25$ Minuten bei einem anfänglichen Schlankheitsgrad $\lambda_0 = 75$. Die Traglastkurven zeigen eine deutliche Tendenz nach oben, wenn der Stab anstatt mittig außermittig gedrückt wird. Der Effekt klingt jedoch bereits bei einer bezogenen Ausmitte von $e/h_0 = 0,5$ deutlich ab. Der Grund der erhöhten bezogenen Traglast bei außermittiger Belastung ist im kombinierten Lastabtrag aus Stabilität und Biegung zu suchen. Über die Branddauer sinkt die Biegesteifigkeit (Funktion 3. Grades) der Stütze, und somit die kritische Knicklast, schneller ab als das Widerstandsmoment (Funktion 2. Grades). Relativ gesehen, kann die Stütze mit steigender Branddauer den Biegeanteil besser abtragen. Die Traglast in der 0. Brandminute $N_{Rd,fi,0}$ verhält sich umgekehrt proportional zur bezogenen Ausmitte. Da mit steigender Ausmitte der Anteil des

Lastabtrages auf Biegung größer wird, die Traglast in der 0. Brandminute als Bezugsgröße aber geringer ist und gleichzeitig das Widerstandsmoment langsamer sinkt als die Knicklast, muss die bezogene Traglast mit größerer Ausmitte ebenfalls größer sein. Der Effekt klingt insgesamt mit steigendem e/h_0 ab, weil das Bauteil irgendwann mehr als Biegebauteil denn als knickgefährdete Stütze wirkt.

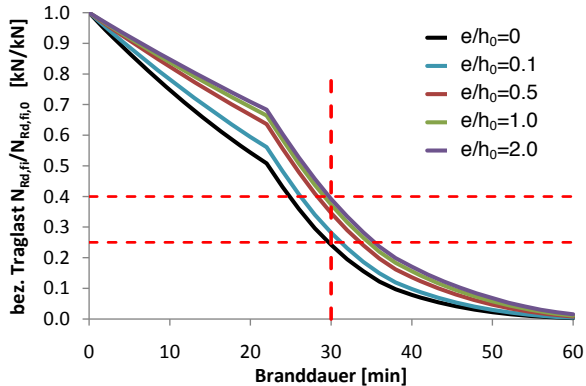


Bild 6.31 Anwendung der HLB auf Pendelstützen, Untersuchung des Einflusses der bezogenen Ausmitte; Querschnitt 14/14 [cm²], Schlankheitsgrad $\lambda_0 = 75$, HLB mit $t_{pr,0} = 25$ Minuten

6.6.4 Schlussfolgerungen

Die Applikation der HLB ermöglicht die Ertüchtigung von Bauteilen mit ungünstigen U/A-Werten, die eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten im ungeschützten Zustand nicht erreichen würden. Solche Bauteile können jedoch in der Regel nicht für eine Branddauer von 60 Minuten ausgerüstet werden. Sehr vorteilhaft ist die Tatsache, dass für das Erreichen der Feuerwiderstandsklasse R 30 häufig Schutzdauern $t_{pr,0} \leq 20$ Minuten benötigt werden. Die entsprechenden Schichtdicken sind nach aktuellem Stand der Forschung dann so gering, dass transparente Beschichtungen möglich sind, was den ästhetischen Wert der Brandschutzlösung signifikant steigert.

Massige Querschnitte mit U/A-Faktoren um 20 1/m oder weniger erreichen häufig ohne Schutzmaßnahmen eine Branddauer von 30 Minuten. Eine zusätzlich applizierte Beschichtung ist zwar in der Lage, die Traglast in der 30. Minute signifikant zu steigern, diese kann jedoch in der Regel nicht aktiviert werden. Begründet ist dieses im Nachweis für den Grenzzustand der Tragfähigkeit in der ständigen und vorübergehenden Bemessungssituation, da sich hier das Lastniveau mit der Applikation der Beschichtung nicht ändert. Eine Sonderrolle spielen ggf. stabilitätsgefährdete Bauteile, z. B. seitlich gehaltene Stützen oder Binder. Wenn diese seitliche Halterung im Brandfall ausfällt und die Knicklängen entsprechend größer werden, steigt das Auslastungsniveau sprunghaft an und der durch die HLB hervorgerufene zusätzliche Tragwiderstand wird aktiviert.

Das Traglastniveau sinkt nach Versagen der HLB an der Stelle 1 des Querschnittes signifikant ab. Dieses bedeutet, dass sogar bei der Anwendung von Beschichtungssystemen mit Schutzdauern $t_{pr,0} = 30$ Minuten in der 60. Brandminute kaum mehr Tragwiderstand aktiviert werden kann als bei ungeschützten Konstruktionen. In Einzelfällen kann es möglich sein, mit hohen Schutzdauern und sehr geringen Auslastungsgraden α_0 die Feuerwiderstandsklasse R 60 zu erreichen.

Zusammenfassend kann eine besondere Eignung der HLB für die Ausrüstung filigraner Bauteile hinsichtlich der Feuerwiderstandsklasse R 30 attestiert werden. R 60-Konstruktionen sind nur dann realisierbar, wenn der Feuerwiderstand nur noch geringfügig gegenüber der ungeschützten Konstruktion gesteigert werden muss.

7 SICHERHEITSKONZEPT FÜR TRAGFÄHIGKEIT UND ENTZÜNDUNGSSCHUTZ

Den grundlegenden Anforderungen des Eurocode DIN EN 1990 folgend, sind Gebäude derartig zu planen und zu erstellen, dass sie während der Nutzungsdauer mit angemessener Zuverlässigkeit und Wirtschaftlichkeit den äußeren Einwirkungen standhalten. Hierzu zählt ebenfalls die Einwirkung Brand, der das Tragwerk mit einer ausreichenden Feuerwiderstandsdauer zu begegnen hat.

In dieser Arbeit wurde die Schutzwirkung der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung (HLB) für Holzbauteile bisher lediglich durch deterministische Rechnungen belegt. Diese Vorgehensweise erlaubt allenfalls eine Beurteilung der Bauweise im Vergleich mit Erfahrungswerten, z. B. aus einer größeren Anzahl von Versuchen, die jedoch zum derzeitigen Zeitpunkt noch nicht bzw. nicht in ausreichendem Maße existieren. Die in DIN EN 1990 angegebenen Teilsicherheitsbeiwerte für die Tragwerksauslegung nach dem semi-probabilistischen Sicherheitskonzept basieren in großem Maße auf entsprechenden Erfahrungswerten der Vergangenheit [Gr01].

Für die Weiterentwicklung der Eurocodes empfiehlt DIN EN 1990, auf probabilistische Methoden zurückzugreifen. Beispielsweise *Hosser et al.* [Ho08] erarbeiten ein Sicherheitskonzept für die Brandschutzbemessung von Bauteilen unter Naturbrandeinwirkung auf Basis derartiger probabilistischer Methoden. Dieses Sicherheitskonzept ist inzwischen wesentlicher Bestandteil des nationalen Anwendungsdokuments zu Eurocode DIN EN 1991-1-2.

Die Betrachtung der Zuverlässigkeit durch HLB geschützter Holzbauteile erfolgt in Anlehnung an den Forschungsbericht [Ho08]. Hierzu werden zunächst die Anforderungsniveaus der Zuverlässigkeit und die stochastischen Modelle auf Widerstands- und Einwirkungsseite beschrieben. Danach werden Untersuchungen an ausgewählten Bauteilen durchgeführt, die letztlich in einen Vorschlag für ein Sicherheitsformat münden.

Während also die Grundlagen für die Erarbeitung eines Sicherheitskonzeptes für die Tragfähigkeit bereits hinlänglich bekannt sind, muss für die Quantifizierung des reinen Entzündungsschutzes ein neuer Weg beschritten werden. In den Kapiteln 3 und 4 wurde gezeigt, dass von Natur aus normalentflammbare Holzbauteile bzw. -bekleidungen während der Schutzdauer der Beschichtung dieselben Baustoffeigenschaften wie nichtbrennbare Baustoffe aufweisen. In einem leistungsorientierten Brandschutzkonzept ist nun der Nachweis über die erforderliche Schutzdauer zu führen, damit ein ausreichendes Zuverlässigkeitsniveau erreicht wird. Im Rahmen dieser Arbeit wird exemplarisch gezeigt, wie der Nachweis der Personensicherheit in Versammlungsstätten geführt werden kann, deren Rettungswege mit beschichteten Holzoberflächen ausgestattet sind.

In den nachfolgenden Abschnitten 7.1 bis 7.4 wird das Sicherheitskonzept erarbeitet, wobei der Schwerpunkt auf der Tragfähigkeit liegt. In Abschnitt 7.5 werden Ergänzungen für die Quantifizierung des reinen Entzündungsschutzes vorgenommen.

7.1 Stochastische Modelle

Fundamentale Grundlage der probabilistischen Untersuchungen bilden die Basisvariablen, die durch Verteilungsfunktionen bzw. stochastische Modelle dargestellt werden. Diese unterscheiden sich nach stochastischen Modellen der Widerstands- und Einwirkungsseite. Ferner sind die unweigerlich auftretenden Modellunsicherheiten in geeigneter Weise zu berücksichtigen.

7.1.1 Modelle der Widerstandsseite

Die stochastischen Modelle der Widerstandsseite betreffen die mechanischen Eigenschaften des Holzes und die Brandleistung der HLB, ausgedrückt durch die Schutzdauer als Funktion der Trockschichtdicke.

7.1.1.1 Holzfestigkeit und –steifigkeit

Die Eigenschaften des hier verwendeten Brettschichtholzes aus Nadelholz können auf verschiedene Art und Weise approximiert werden. Bei Brettschichtholz handelt es sich streng genommen um ein System aus vielen Einzelbrettern mit streuenden Materialeigenschaften, die im Stabquerschnitt verteilt angeordnet sind. Wesentliche Basisparameter zur Beschreibung der mechanischen Materialeigenschaften eines Einzelbrettes sind Rohdichte, Holzfeuchte, Ästigkeit, etc. Beispielsweise *Blaß* [BI87] und *Hartnack* [Ha04] bilden das Holz mit entsprechend aufwendigen Modellen ab. Die Knickspannungslinien der aktuellen Holzbaunormen wurden von *Blaß* [BI87] unter Anwendung dieser Modelle und der Monte-Carlo-Simulation hergeleitet. Der Aufwand war dementsprechend sehr hoch. Um den Modellierungsaufwand zu reduzieren, kann vorteilhafterweise ausgenutzt werden, dass mit der Einteilung des Brettschichtholzes in Sortierklassen eine Reihe systematischer Effekte ausgeschaltet oder zumindest minimiert werden. Bestimmte Grenzwerte, beispielsweise für die Ästigkeit oder Rohdichte, werden aufgrund der Produktionskontrollen nicht über- bzw. unterschritten. Da beschichtete Bauteile aufgrund der Gebrauchseigenschaften der HLB nur in Räumen mit gewöhnlichen klimatischen Verhältnissen einsetzbar sind, werden systematische Effekte der Holzfeuchtigkeit ebenfalls minimiert. Somit ist es angebracht, für die probabilistischen Untersuchungen im Brandfall eine Sortierklasse zugrunde zu legen und die mechanischen Materialeigenschaften mit den entsprechenden Streuungen anzunehmen, ohne aufwendige Modellierungen über die genannten Basisparameter durchzuführen.

In den probabilistischen Untersuchungen werden Biegebalken und Stützen untersucht. Folgerichtig werden die stochastischen Eigenschaften der Widerstandsgrößen Biegefestigkeit R_m , Biegesteifigkeit E_m und Druckfestigkeit parallel zur Faser $R_{c,0}$ benötigt.

Die Festigkeitseigenschaften der jeweiligen Sortierklasse werden in DIN EN 1194 als 5 %-Fraktilwerte angegeben, die Steifigkeitseigenschaften dagegen als Mittelwert. Die Variationskoeffizienten und Typen der Häufigkeitsverteilungen werden ferner dem *Probabilistic Model Code* [Jc06] entnommen. Die Annahmen für diese Arbeit sind unter Zugrundelegung der Festigkeitsklasse GL 28 h in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Tabelle 7.1 Festigkeitseigenschaften, Variationskoeffizienten und Häufigkeitsverteilungen für Brettschichtholz GL 28 h nach DIN EN 1194 und [Jc06]

Festigkeitseigenschaft	charakteristischer Wert 5 %- Fraktile [N/mm ²]	V [%] nach [Sc06]	Typ
Biegung f_m	28,0	15	Lognormalverteilung
Druck parallel $f_{c,0}$	26,5	12 *	Lognormalverteilung
Biege-E-Modul E_m	$5/6 \cdot E_{0,mean} = 10500$	13	Lognormalverteilung

* Entspricht Annahme für Vollholz, da für Brettschichtholz keine Angabe in [Jc06]

Bedingt durch den Aufbau des Holzes sind die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften keine unabhängigen Größen. In [Jc06] und [Gl81] werden Korrelationskoeffizienten für Vollholz angegeben. Da der *Probabilistic Model Code* [Jc06] die Arbeit von Glos [Gl81] als Quelle führt, ist es nachvollziehbar, dass die Angaben weitgehend identisch sind. Für Brettschichtholz dagegen werden keine Korrelationskoeffizienten genannt. Aufgrund der Einteilung des Brettschichtholzes in Sortierklassen ähneln sich auch die mechanischen Eigenschaften der einzelnen Lamellen (homogenes Brettschichtholz), weshalb wiederum die Korrelationskoeffizienten von Vollholz übernommen werden können. Für die eigene Arbeit werden die Werte des *Probabilistic Model Code* [Jc06] zitiert, da sie jüngeren Datums als die Werte von Glos [Gl81] sind (Tabelle 7.2).

Tabelle 7.2 Korrelationskoeffizienten für Widerstandsgrößen von Brettschichtholz, entnommen aus [Jc06]

Widerstandsgröße	R_m	E_m	$R_{c,0}$
Biegefestigkeit R_m	1,0	0,8	0,8
Biegesteifigkeit E_m	0,8	1,0	0,6
Druckfestigkeit $R_{c,0}$	0,8	0,6	1,0

7.1.1.2 Trockenschichtdicke der HLB

Die Hersteller dämmschichtbildender Beschichtungen für Stahlbauteile stimmen ihre Produkte auf den jeweiligen Anwendungsbereich ab und geben dem Anwender profilabhängige Vorgaben für die zu applizierende Trockenschichtdicken, um eine bestimmte Feuerwiderstandsdauer zu erreichen. Die Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB wird im Rahmen der probabilistischen Rechnungen dieser Arbeit ebenfalls in Abhängigkeit von der Trockenschichtdicke, die eine stochastische Größe darstellt, formuliert. Um einen zutreffenden Variationskoeffizienten für die Häufigkeitsverteilung praxisgerecht applizierter Beschichtungen festlegen zu können, wurden sowohl Literaturrecherchen als auch eigene Auswertungen durchgeführt. Grundlage sind dämmschichtbildende Systeme für Stahlbauteile, da für HLB noch keine Daten verfügbar sind. Die offenen Profile im Stahlbau sind aufgrund ihrer Geometrie von der handwerklichen Ausführung her schwieriger und damit ungleichmäßiger zu beschichten als die kompakten Holzquerschnitte, sodass das stochastische Modell für die HLB schließlich konservativ sein wird.

Als ergiebige Quelle hat sich die Arbeit von *Raveglia* [Ra08] herausgestellt, der die Qualitätsanforderungen für beschichtete Stahlbauteile genauer untersucht hat (Tabelle 7.3). Seine Daten beziehen sich sowohl auf reale Bauteile als auch auf Probekörper, die eigens für Brandversuche hergestellt wurden.

Tabelle 7.3 Variationskoeffizienten V der Trockenschichtdicken beschichteter Stahlbauteile, Ergebnisse der Recherchen von *Raveglia* [Ra08]

Erläuterung	Variationskoeffizient V [%]
Kleingruppenschule 344 Messungen Histogramm einer Gauß-Normalverteilung	13,36
Versuchskörper an geschlossenen Stahlprofilen 18 x 40 Messungen	Min: 8,01 Max: 22,59
Auswertung von 44 Messprotokollen	Min: 8,84 Max: 19,37
Anforderungen DIN EN 13381-8 für die Herstellung von Probekörpern	13,68

Die eigenen Auswertungen beziehen sich auf Messprotokolle im Rahmen der Herstellung von Probekörpern für Brandprüfungen, die von einem Industriepartner des iBMB zur Verfügung gestellt wurden [Sc09] (Tabelle 7.4). Der maximale Variationskoeffizient beträgt 12,54 % und der minimale 6,47 %. Die Streuungen entsprechend der Quelle [Sc09] sind damit im Mittel deutlich niedriger als die in Tabelle 7.3 angegebenen von *Raveglia* [Ra08].

Tabelle 7.4 Variationskoeffizienten V der Trockenschichtdicken beschichteter Stahlbauteile, Datengrundlage [Sc09]

Bauteil	Anzahl Messstellen	Variationskoeffizient V [%]
Stütze	50	7,76
Stütze	50	7,86
Stütze	50	12,29
Stütze	50	6,51
Stütze	50	8,39
Stütze	50	10,3
Stütze	50	12,54
Träger	160	10,9
Träger	160	8,56
Träger	160	6,47
Minimum		6,47
Maximum		12,54

Für die eigene Arbeit wird ein vergleichsweise hoher Variationskoeffizient $V = 18\%$ angenommen, der somit eher den Daten von *Raveglia* [Ra08] denn der eigenen Quelle entspricht. Grund hierfür ist die Tatsache, dass auf der Baustelle grundsätzlich ungünstigere Bedingungen zu kalkulieren sind als im Labor. Ferner werden die Stützen und Balken der nachfolgenden Untersuchungen vermutlich, wie auch im Stahlbau üblich, auf der Baustelle beschichtet. Für den Fall der Applikation auf flächigen Bauteilen in industrieller Qualität kann V später aufgrund genauerer Erkenntnisse modifiziert und das Sicherheitsformat angepasst werden.

Die der Tabelle 7.4 zugrunde liegenden Daten wurden mithilfe des Programms *Easy Fit* [EF08] Verteilungs-Anpassungstests unterzogen. *Easy Fit* unterstützt den Kolmogorow-Smirnow-Anpassungstest, den Anderson-Darling-Anpassungstest und den Chi-Quadrat-Test. Ergebnis der Analyse ist die Bestätigung der in [Ra08] beschriebenen Vorgehensweise, für die Häufigkeitsverteilung der Trockenschichtdicke eine Gauß-Normalverteilung anzunehmen.

7.1.1.3 Schutzdauer der HLB

Der Mittelwert der Schutzdauer der HLB $t_{pr,0,m}$ in Abhängigkeit von der Trockenschicht- bzw. Anfangsschichtdicke l_0 wird entsprechend der in Bild 3.33 angegebenen Regressionsgleichung angenommen, da derzeit keine weiteren Untersuchungen mit einer ähnlich systematischen Tiefe verfügbar sind:

$$t_{pr,0,m} = -1,098 l_0^3 + 3,262 l_0^2 + 5,947 l_0 + 9,435 \quad (R^2 = 0,9513) \quad (7.1)$$

Die Gleichung (7.1) wurde aus Versuchen im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 abgeleitet und muss, der Argumentation in Abschnitt 6.2.2 folgend, mit dem Korrekturfaktor k_{sc} zur Berücksichtigung von Maßstabeffekten multipliziert werden. In diesem speziellen Fall wird $k_{sc,fi} = 1$ angenommen, da ausreichende Erkenntnisse für die Quantifizierung noch nicht verfügbar sind und weil die Brandleistung der HLB dann wesentlich niedriger eingeschätzt würde, als für den zukünftigen praktischen Einsatz vorgesehen. Gleichung (7.1) entspringt einer Laborformulierung, die nicht dem von *Kruse* [Kr10] beschriebenen Leistungspotenzial entspricht.

Verbleibt zunächst die Frage, inwiefern die folgenden Untersuchungsergebnisse auf Basis der Gleichung (7.1) später für ein Handelsprodukt mit höherer Brandleistung übernommen werden können. Dieses ist dann der Fall, wenn im betrachteten Leistungsbereich die partielle Ableitung $\partial Z / \partial l_0$ der Grenzzustandsgleichung nach der Anfangsschichtdicke l_0 nicht wesentlich größer als die erste Ableitung dt/dl_0 von (7.1) ist. Dieses ist auf das Fehlerfortpflanzungsgesetz zurückzuführen, welches beispielsweise in [Ho78] näher erläutert wird. Aufgrund der Angaben in [Kr10] ist davon auszugehen, dass marktfähige Produkte eine Schutzdauer von 30 Minuten bei 2 mm Anfangsschichtdicke erreichen, sodass $dt/dl_0 = 15$. Die HLB entsprechend Gleichung (7.1) gewährleistet eine Schutzdauer von ca. 26 Minuten bei 2 mm Anfangsschichtdicke, sodass $dt/dl_0 = 13$. Das Verhältnis liegt bei $15/13 = 1,15$ und ist damit so gering, dass der im vorigen Abschnitt relativ hoch gewählte Variationskoeffizient für l_0 mit $V = 18\%$ ausreichende Sicherheit bietet. Ferner wird sich bei den probabilistischen Untersuchungen in den nachfolgenden Abschnitten zeigen, dass der Einfluss der Anfangsschichtdicke bei den meisten Systemkon-

figurationen relativ gering ist, was die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Beschichtungssysteme bestätigt.

Vereinfachend wird eine über die Lebensdauer konstante Schutzdauer der HLB unterstellt, sodass der Faktor zur Berücksichtigung der Alterungsbeständigkeit $k_{dur,n} = 1$ gesetzt wird.

Trotz exakt eingestellter Produktionsanlagen kann nicht angenommen werden, dass jede Charge der HLB über die exakt gleiche Leistungsfähigkeit verfügt. Deshalb werden in den Herstellerwerken eine Eigenüberwachung und eine Fremdüberwachung durchgeführt. Um ein Maß der streuenden Eigenschaften zu finden, wurden im Rahmen dieser Arbeit Versuchsprotokolle eines Herstellers für Stahlbaubeschichtungen [Sc09a] ausgewertet. Die Versuche fanden an Prüfplatten mit 50/50 [cm²] Kantenlänge im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 statt. Als Resultat ergaben sich Variationskoeffizienten zwischen 2,17 % und 7,67 %. Die Überprüfung der Messdaten mit *Easy Fit* [EF08] erlaubt ferner die Annahme einer Gauß-Normalverteilung für die Leistungsfähigkeit der Dämmschichtbilder. Die Überwachungsversuche unterliegen einer Reihe zufälliger Fehler. Besonders zu nennen sind die Genauigkeit der Brandraumtemperatursteuerung und die Gleichmäßigkeit der Trockenschichtdicke auf den Prüfplatten. Eine Quantifizierung ist im Nachhinein nicht mehr möglich. Dieses bedeutet, dass die aus den Versuchsdaten abgeleiteten Variationskoeffizienten die Streuung der Chargen überschätzen (Fehlerfortpflanzungsgesetz) Für die probabilistischen Rechnungen wird daher ein mittlerer Variationskoeffizient von $V = 5\%$ angenommen.

7.1.2 Modelle der Einwirkungsseite

Auf der Einwirkungsseite sind die mechanischen, also ständigen und veränderlichen Einwirkungen sowie die Einwirkungen aus Brand, ausgedrückt durch die Brandraumtemperaturen und die daraus resultierende Abbrandrate, zu berücksichtigen.

7.1.2.1 Ständige und veränderliche Einwirkungen

Das Verhältnis der ständigen zu den veränderlichen charakteristischen Einwirkungen G_k/Q_k wird entsprechend dem geringen Eigengewicht von Holzkonstruktionen zu 60/40 angenommen. Die ständigen Einwirkungen folgen der Gauß-Normalverteilung mit einem Variationskoeffizienten $V = 10\%$ und die veränderlichen der Gumbel-Verteilung mit $V = 50\%$ [Gr01, Ho08]. Die ständigen Einwirkungen bzw. deren charakteristische Werte entsprechen den Mittelwerten, sofern der jeweilige Variationskoeffizient V nicht größer als 10 % ist. Die veränderlichen Einwirkungen werden als Nutzlasten für Wohn- und Bürogebäude definiert, sodass es sich bei den charakteristischen Werten jeweils um die 95 %-Fraktile handelt [Gr01, Ho08].

7.1.2.2 Brandraumtemperatur

Für brandschutztechnische Nachweise der Konstruktionen erlaubt DIN EN 1991-1-2 die Definition der einwirkenden Brandraumtemperaturen sowohl auf Basis der ETK nach DIN 4102-2 als auch mittels Naturbrandmodellen. Die Bemessung nach der nationalen DIN 4102-4 in Verbin-

dung mit DIN 4102-22 basiert ausschließlich auf Versuchen und Rechnungen mit Einwirkungen nach ETK. Für den Baustoff Holz sind bisher nur wenige Forschungsergebnisse bezüglich Naturbrandmodellen und dem damit einhergehenden veränderten Abbrand veröffentlicht worden. *Bobacz* [Bo06] entwickelte ein Naturbrandmodell für unbeladene Holzbauteile in Verbindung mit den parametrischen Temperaturzeitkurven des nationalen Anhangs DIN EN 1991-1-2/NA. Dieses ist insofern eine deutliche Weiterentwicklung, als das in DIN EN 1995-1-2 angebotene Naturbrandmodell nach *Hadvig* [Ha81] auf einem mittlerweile überholten Naturbrandmodell beruht. Da Nachweisverfahren für die Verbindungsmittel im Zusammenhang mit Naturbrandeinwirkungen gänzlich fehlen, werden in der Baupraxis vermutlich ausschließlich Nachweise nach dem ETK-Konzept geführt.

Basisvariablen für Naturbrandmodelle sind die Brandlastdichte und die Energiefreisetzungsrate. In Abhängigkeit von der Art der Nutzung eines Gebäudes werden in DIN EN 1991-1-2/NA Mittelwerte und 90 %-Fraktile für die Brandlastdichte angegeben. Weitere Angaben finden sich ferner im *vfdb-Leitfaden* [Ho09].

Für die ETK wurde keine Fraktile festgelegt. Die Bauordnungen definieren das einzuhaltende Sicherheitsniveau im ETK-Konzept über die einzuhaltende Feuerwiderstandsdauer, die aufgrund von Erfahrungen und entsprechend der Risikopotenziale der verschiedenen Gebäudetypen jeweils ausreichend lang bemessen ist.

7.1.2.3 Abbrandrate

In Abschnitt 2.2.4 wird deutlich, dass die Angaben zu den systematischen Streuungseinflüssen auf die Höhe der Abbrandrate zum Teil sehr unterschiedlich von den Autoren beschrieben werden. Eurocode DIN EN 1995-1-2 gibt für die eindimensionale Abbrandrate β_0 von Brettstichholz einen Bemessungswert von 0,65 mm/min an. Dieser Wert wurde auch für die deterministischen Rechnungen im vorhergehenden Kapitel zugrunde gelegt. Aus dem Normen-text wird jedoch nicht deutlich, ob es sich bei dem Rechenwert um einen Fraktile- oder um einen Mittelwert handelt. Ein Vergleich mit der von *Lache* [La92] durchgeführten ausführlichen Literaturstudie lässt jedoch den Schluss zu, dass es sich eher um einen Mittelwert handelt. Der Mittelwert der von *Lache* [La92] zitierten Abbrandraten beträgt 0,68 mm/min. Die Mittelwerte der eigenen Untersuchungen von *Lache* [La92] schwanken zwischen 0,63 und 0,71 mm/min. Ein Teil der probabilistischen Rechnungen von *Bobacz* [Bo06] basiert auf der ideellen Abbrandrate β_0 des Eurocodes, sodass hier im Endeffekt auch mit dem Mittelwert von 0,65 mm/min gearbeitet wird.

Angaben über Variationskoeffizienten V sind in der Literatur kaum zu finden. Erschwerend kommt hinzu, dass die Versuchsrandbedingungen der zahlreichen Autoren nicht immer konform sind. Aus den Versuchsauswertungen von *Lache* [La92] lassen sich Variationskoeffizienten zwischen $V = 7,9\%$ und $V = 9,9\%$ ableiten. *Bobacz* [Bo06] untersucht die Streuung der Abbrandrate mit Hilfe von Sensitivitätsanalysen auf Basis folgender Variablen: Temperatur als streuende ETK, Rohdichte und Holzfeuchte. Ergebnis ist ein Variationskoeffizient $V = 14\%$. Die

von *Bobacz* [Bo06] angenommenen Standardabweichungen für die Basisvariablen Rohdichte und Holzfeuchte sind hinsichtlich der Einteilung des Holzes in Sortierklassen ggf. etwas hoch; die Sensitivitätsanalysen bescheinigen hingegen dennoch einen eher geringen Einfluss gegenüber der von *Bobacz* [Bo06] unterstellten Schwankung der ETK.

Für die eigene Arbeit wird im Folgenden der Mittelwert der Abbrandrate mit $\mu = 0,65$ mm/min in Anlehnung an den Eurocode und *Laches* [La92] eigene Untersuchungen angenommen. Für den Variationskoeffizienten wird die Angabe von *Bobacz* [Bo06] mit $V = 14\%$ übernommen. Dieser Wert wird gegenüber der niedrigeren Angabe von *Lache* [La92] bevorzugt, weil Streuungen aufgrund der Temperatureinwirkung explizit berücksichtigt sind. Wegen des Aufbaus des eigenen deterministischen Nachweiskonzeptes, in dem die Temperatureinwirkung nur im Rahmen der Herleitung benötigt wird, wäre die Berücksichtigung der Streuung ansonsten lediglich über die Einführung eines zusätzlichen Modellunsicherheitsfaktors möglich. Da die ETK aber definitionsgemäß keiner Streuung unterliegt, ist das angenommene Modell für die Abbrandrate konservativ.

Als Verteilungstyp wird in [Bo06] die logarithmische Normalverteilung vorgeschlagen, in [Ho08] dagegen die Gauß-Normalverteilung. In dieser Arbeit wird ebenfalls die Gauß-Normalverteilung zugrunde gelegt, weil negative Werte für die Abbrandrate erst in einem Abstand von mehr als 7 Standardabweichungen σ links vom Mittelwert μ möglich sind, was einer Wahrscheinlichkeit von $1,3 \cdot 10^{-12}$ entspricht.

7.1.3 Modellunsicherheiten

Die hier entwickelten Modelle und das deterministische Bemessungsverfahren unterliegen einigen notwendigen Idealisierungen. Somit kommt es zwangsläufig zu Differenzen zwischen den Berechnungen und den natürlichen Vorgängen. Insbesondere das stochastische Modell der HLB unterliegt noch einigen Vereinfachungen, da Einflüsse aus Umweltbedingungen, z. B. klimatische, oder Einflüsse der Gebäudenutzung, z. B. mechanische Beschädigungen der Beschichtungsfläche, noch nicht quantifiziert werden können. Auch brandbedingte Veränderungen des statischen Systems durch ungleichmäßigen Abbrand, beispielsweise von Stützen, können sowohl positive als auch negative Auswirkungen auf die Zuverlässigkeit eines Bauteils haben. Ein wesentlicher weiterer Punkt ist das Maß der ideellen Abbrandtiefe d_0 . Das Modell hierfür wurde auf Temperaturfelder zurückgeführt, die von den Brandraumbedingungen, den thermischen Materialeigenschaften des Holzes und letztlich von der Isolationswirkung der HLB abhängen. Eine direkte Berücksichtigung der Parameter ist innerhalb der erarbeiteten Modelle für d_0 nicht möglich, was zu diesem Zeitpunkt nur durch eine ausreichend konservative Annahme der Streuungen für den Modellunsicherheitsfaktor u ausgeglichen werden kann.

Der Modellunsicherheitsfaktor u kann zunächst nur geschätzt werden. Dieses geschieht für den Bauteilwiderstand in Anlehnung an die Größenordnungen der Angaben des *Probabilistic Model Code* [Jc06] mit der zusätzlichen Unterscheidung für stabilitätsgefährdete und biegebeanspruchte Bauteile (Tabelle 7.5). Diese Unterscheidung ist der Tatsache geschuldet, wonach Stützen sensibler auf ungleichmäßigen Abbrand reagieren als Biegebalken.

Tabelle 7.5 Annahmen für den Modellunsicherheitsfaktor u und auf der Widerstandsseite

Beanspruchung	Mittelwert μ	Standardabw. σ	Typ
Biegung	1	0,07	Lognormalverteilung
Stabilität	1	0,12	Lognormalverteilung

7.2 Erforderliche Zuverlässigkeit von Bauteilen im Brandfall

7.2.1 Nachweismethoden

Die Methoden der Zuverlässigkeitsanalyse können in Abhängigkeit von der Genauigkeit, mit der die Vorgänge der Natur abgebildet werden, verschiedenen Stufen zugeordnet werden. DIN EN 1990 und der *Probabilistic Model Code* [JC02] unterscheiden insgesamt drei Stufen. Die Stufe I umfasst die semi-probabilistischen Nachweise, die Grundlage der aktuellen Normung des konstruktiven Ingenieurbaus sind. Die konstanten Teilsicherheitsbeiwerte werden dabei durch probabilistische Verfahren der Stufen II und III kalibriert. Die weiteren Eingangsgrößen werden durch deterministische Werte beschrieben. Stufe II beinhaltet die probabilistischen Näherungsverfahren. In der Stufe III werden die stochastischen Modelle der Eingangsgrößen und die Grenzzustandsfunktion dagegen ohne Näherungen formuliert. Ein sehr bekanntes Verfahren der Stufe III ist die Monte Carlo-Simulation.

In dieser Arbeit werden die Zuverlässigkeitsanalysen entsprechend der Stufe II nach der Zuverlässigkeitstheorie erster Ordnung mithilfe des FORM-Algorithmus (First Order Reliability Method) und des SORM-Algorithmus (Second Order Reliability Method) des Programmsystems *Comrel* [RCP04] durchgeführt. Hierbei können beliebige stochastische Verteilungen berücksichtigt werden. Die Näherung besteht in der Approximation der Grenzzustandsfunktion im Bemessungspunkt durch eine lineare bzw. quadratische Funktion. Da das erarbeitete deterministische Bemessungsmodell zum Teil auf zusammengesetzten Funktionen basiert, kann es bei der Approximation des Grenzzustands zu numerischen Instabilitäten kommen. Die Ergebnisse werden daher zusätzlich stichprobenhaft mittels Monte-Carlo-Simulation überprüft.

Die allgemeine Formulierung der Grenzzustandsfunktion bzw. – gleichung (GZG) lautet:

$$Z = R - S \quad (7.2)$$

Der Grenzzustand Z ist die Differenz des Widerstandes R und den Einwirkungen S . Die Versagenswahrscheinlichkeit p_f ist dann die Wahrscheinlichkeit, dass $Z < 0$ ist. Für die verschiedenen Bauteile werden in Anhang A6 die Grenzzustandsgleichungen hergeleitet. Schubversagen wird vernachlässigt und nicht probabilistisch untersucht.

Die mathematischen Grundlagen werden in dieser Arbeit nicht weiter beschrieben. Hier sei auf die umfangreiche Literatur verwiesen, z. B. [Sc08], [Ho06] und [RCP93].

7.2.2 Zuverlässigkeit im Naturbrandmodell

In Abhängigkeit von der Nutzung eines Gebäudes definiert DIN EN 1990 die Zuverlässigkeitsklassen RC1 bis RC3, denen verschiedene allgemein akzeptierte Versagenswahrscheinlichkeiten p_i bzw. Zuverlässigkeitsindizes β zugeordnet werden (Tabelle 7.6). Die Gebäude sind derartig auszulegen, dass das geforderte Sicherheitsniveau sowohl für klimatische und nutzungsabhängige als auch für außergewöhnliche Einwirkungen, z. B. Brand, eingehalten wird.

Tabelle 7.6 Akzeptierte Versagenswahrscheinlichkeiten p_i und zugehörige Zuverlässigkeitsindizes β für verschiedene Nutzungen

Zuverlässigkeits- -klasse	p_i und β				Nutzung
	Bezugszeitraum		Bezugszeitraum		
	1 Jahr		50 Jahre		
RC 3	1,0 E-07	5,2	8,5E-06	4,3	hohe Personendichte
RC 2	1,3E-06	4,7	7,2E-05	3,8	übliche Hochbauten
RC 1	1,3E-05	4,2	4,8E-04	3,3	bis Gebäudeklasse 3

Da Brände sehr seltene Ereignisse sind, wird ein Teil des erforderlichen Sicherheitsniveaus bereits durch die geringe Auftretenswahrscheinlichkeit p_{fi} abgedeckt [WA09]. Die vom Tragwerk nicht zu überschreitende Zielversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall $p_{f,fi}$ kann dann mittels Gleichung (7.3) berechnet werden:

$$p_{f,fi} = \frac{p_i}{p_{fi}} \quad (7.3)$$

Der erforderliche Zuverlässigkeitsindex β_{fi} des Tragwerks wird über die inverse Funktion der Standard-Normalverteilung bestimmt:

$$\beta_{fi} = -\Phi^{-1}(p_{f,fi}) \quad (7.4)$$

Die bereits eingeführte Auftretenswahrscheinlichkeit p_i ist von den Parametern p_1 bis p_3 abhängig und ergibt sich unter der Annahme der statistischen Unabhängigkeit zu:

$$p_i = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 \quad (7.5)$$

Es bedeuten:

p_1 jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit eines Entstehungsbrandes in der Nutzungseinheit [1/a]

p_2 Ausfallwahrscheinlichkeit der Brandbekämpfung durch die Feuerwehr

p_3 Ausfallwahrscheinlichkeit der Brandbekämpfung durch eine automatische Löschanlage im Anforderungsfall [WA09]

Für die Bestimmung der Parameter p_1 bis p_3 sei auf die Literaturstellen [Ho08], [DK09] und [WA09] verwiesen.

Während der gesamten Dauer des Naturbrandes darf der Zuverlässigkeitsindex β_{fi} nicht unterschritten werden. Das Gebäude muss den Naturbrand quasi überstehen. Dieses ist bei Stahl-, Stahlbeton- und Verbundbauteilen bei ausreichender Dimensionierung möglich, jedoch nicht bei ungeschütztem Holz. Werden Holzbauteile einmal entzündet, brennen sie ohne anlagentechnische oder abwehrende Brandschutzmaßnahmen bis zur vollständigen Einäscherung weiter. In der Konsequenz ist das Naturbrandmodell mit dem entsprechenden Sicherheitsformat der Euro-codes auf Holzbauteile nicht anwendbar. Eine Ausnahme könnten beschichtete oder beplankte Holzbauteile bilden. Diese würden den Naturbrand überstehen, wenn das Temperaturniveau im Brandraum innerhalb der Schutzdauer unter die Entzündungstemperatur absänke. Inwiefern dieses für beschichtete Bauteile denkbar ist, soll im Folgenden anhand der den Naturbrand beschreibenden parametrischen Temperaturzeitkurven nach DIN EN 1991-1-2/NA gezeigt werden.

In Anlehnung an den standardisierten Brandraum in [Ho08] für Wohnräume wird ein Raum mit 36 m² Grundfläche, 3 m lichter Höhe und 25 % Öffnungsfläche in Bezug auf die Grundfläche zugrunde gelegt. Der brandlastgesteuerte Naturbrand führt bei dieser Geometrie zu Temperaturniveaus ähnlich der ETK, sodass der Bezug zur Schutzdauer der HLB gerechtfertigt ist. Indies fehlen für deutliche Abweichungen des Temperaturniveaus derzeit noch Versuchsdaten zur Beschreibung der Brandleistung der HLB. In Bild 7.1 werden die Brandraumtemperaturen über der Zeit in Abhängigkeit von der Brandlastdichte aufgetragen. Die horizontale, schwarz gestrichelte Linie markiert die Entzündungstemperatur des Holzes. Bei einer Brandlastdichte von 100 MJ/m² sinkt die Brandraumtemperatur noch vor der nach aktuellem Forschungsstand maximalen Schutzdauer der HLB $t_{pr,0} = 30$ Minuten. Mit steigender Brandlastdichte steigt die erforderliche Schutzdauer zum Überstehen des Naturbrandes deutlich an. Bereits eine Brandlastdichte von 300 MJ/m² führt zu derart langsam abklingenden Brandraumtemperaturen, dass sogar eine Beplankung der Kapselklasse K₂60 den Verlust der Holzkonstruktion nicht mehr verhindern kann. In Wohngebäuden ist nach DIN EN 1991-1-2/NA eine mittlere Brandlastdichte von 780 MJ/m² zu erwarten, in einem Hotelzimmer noch 310 MJ/m². Dieser Vergleich zeigt bereits die eingeschränkte Anwendbarkeit des Naturbrandmodells auf beschichtete Bauteile.

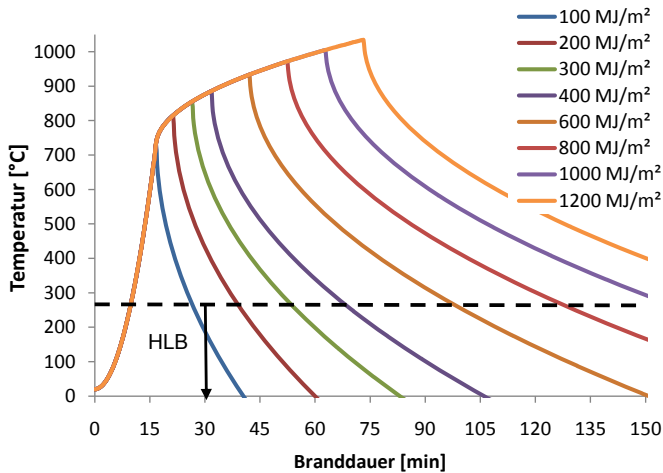


Bild 7.1 Parametrische Temperaturzeitkurven bei verschiedenen Brandlastdichten, Grundfläche 36 m², lichte Höhe 3,0 m, 25 % Öffnungsflächen

7.2.3 Zuverlässigkeit im ETK-Modell

Der Nachweis ausreichender Feuerwiderstandsdauer eines Bauteils kann über Versuche nach DIN 4102 auf nationaler Ebene bzw. nach der Normenreihe DIN EN 1365 auf europäischer Ebene festgestellt werden. Alternativ bieten die nationale DIN 4102-22 und die Eurocodes für geregelte Bauarten Rechenverfahren an. Beide Vorgehensweisen führen zu einem Zuverlässigkeitsniveau, welches von der Konstruktion mit Ablauf der Feuerwiderstandsdauer nicht unterschritten werden darf. Dieses Niveau darf jedoch nicht mit jener Zuverlässigkeit verwechselt werden, mit der ein Bauteil den eingetretenen Naturbrand überstehen muss. Um das Sicherheitskonzept für beschichtete Bauteile unter ETK-Bedingungen kalibrieren zu können, muss zunächst das allgemein akzeptierte Zuverlässigkeitsniveau für Holzbauteile festgestellt werden.

7.2.3.1 Versuch

Im *Holz-Brandschutz-Handbuch* [KM94] wird die Vorgehensweise vorgestellt, die zu den normativen Festlegungen der allgemein akzeptierten DIN 4102-4 geführt haben. Demnach wurden Bauteilversuche ab den sechziger Jahren durch rechnerische Methoden ergänzt, die jedoch an den Mittelwerten der Versuche kalibriert wurden. Bis zum Jahre 1977 reichte es aus, den Feuerwiderstand anhand eines Versuchs zu belegen. In den nachfolgenden 20 Jahren wurde die erforderliche Versuchsanzahl auf zwei erhöht. Zum derzeitigen Zeitpunkt fordern die europäischen Regelungen einen Versuch und DIN 4102 noch immer zwei. Hier ist es in der praktischen Umsetzung jedoch so, dass bei Versagen des Erstversuchs und nachträglicher Aufklärung der Ursache des Versagens im Zweitversuch eine modifizierte Konstruktion geprüft werden darf. Festlegungen für das jeweils durchzuführende Prüfverfahren enthält die jährlich vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) bekannt gemachte Bauregelliste.

Unter der Voraussetzung, dass die Bemessung eines Bauteils auf Basis des Ergebnisses eines einzelnen Versuchs erfolgt, beträgt die Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall $p_{f,fi} = 50\%$ und der Zuverlässigkeitsindex $\beta_{fi} = 0$. Wenn der Bemessungswert das ungünstigere Ergebnis von zwei Versuchen ist, ergibt sich $p_{f,fi} = 33\%$ und $\beta_{fi} = 0,43$. Bei dieser Betrachtung wird konservativ ein Versagen im theoretisch dritten Versuch unterstellt. Die Versuchsgrundlage für die Bemessung von Holzstützen und -balken ist insgesamt deutlich größer als zwei, weil an verschiedenen Forschungsstellen eine Reihe systematischer Versuche durchgeführt wurde [KM94], [SKR73]. Diese Erfahrung geht in die Bemessungsregeln ein und erhöht somit auch das Zuverlässigkeitsniveau, ist jedoch schwierig zu quantifizieren, sodass lediglich eine überschlägige Betrachtung erfolgen kann. Wenn eine systematische Reihe von zweimal zwei Versuchen durchgeführt wird und der theoretisch fünfte Versuch innerhalb der Randbedingungen dieser Reihe liegt und missglückt, kann vereinfacht eine Versagenswahrscheinlichkeit $p_{f,fi} = 20\%$ unterstellt werden. Der zugehörige Wert für β_{fi} beträgt 0,84.

7.2.3.2 Normierte Rechenverfahren

Bereits deutlich vor Einführung der vereinfachten Rechenverfahren nach Eurocode DIN EN 1995-1-2 wurden am iMBB Untersuchungen zur Zuverlässigkeit brandbeanspruchter Holzbauteile unter ETK-Bedingungen durchgeführt [Ko84]. Die Rechnungen erfolgten an klassifizierten Bauteilen der DIN 4102-4 von 1977. Die ausgewiesenen Zuverlässigkeitsindizes nach Branddauern von 30 und 60 Minuten streuten teilweise sehr stark, was auf Unzulänglichkeiten bei den Tabellenwerten der Norm zurückgeführt wurde. Eine direkte Übertragung der damaligen Ergebnisse auf heutige Bedingungen ist insofern schwierig, als das damals verwendete Rechenverfahren mittlerweile dem Stand der Technik entsprechend angepasst wurde. Dem seltenen Auftreten eines Brandereignisses wurde Rechnung getragen, indem seinerzeit die veränderlichen Einwirkungen vom Bezugszeitraum 50 Jahre auf 1 Jahr umgerechnet wurden. Um dem derzeitigen Stand der Erkenntnisse Rechnung zu tragen, werden eigene Untersuchungen zur Zuverlässigkeit auf Basis des Verfahrens mit ideellem Restquerschnitt nach DIN EN 1995-1-2 auf Grundlage der eingeführten stochastischen Modelle durchgeführt.

Die probabilistischen Rechnungen dieses Abschnitts werden an Stützen und Balken mit vierseitiger Beflammung vollzogen. Zunächst wird das System festgelegt und unter Anwendung des Verfahrens mit ideellem Restquerschnitt wie die Traglast im Brandfall $T_{Rd,fi}$ als Bemessungswert rückgerechnet. Hieraus werden die charakteristischen Werte der ständigen Einwirkung G_k und der Nutzlast Q_k ermittelt. Der Wert für G_k entspricht direkt dem benötigten Mittelwert, Q_k muss von der 95 %-Fraktile in den Mittelwert umgerechnet werden. Unter Annahme eines baupraktisch sinnvollen Verhältnisses $G_k/Q_k = 60/40$ ergeben sich die charakteristischen Werte aus der Traglast $T_{Rd,fi}$ und dem Kombinationsbeiwert ψ_i entsprechend Gleichungen (7.6) und (7.7). Der Kombinationsbeiwert berücksichtigt die Kategorie der Nutzlast, z. B. Wohn- oder Büronutzung und wird in den Eurocodes in Verbindung mit den nationalen Anwendungsdokumenten festgelegt.

$$Q_k = \frac{T_{Rd,fi}}{1,5 + \psi_i} \quad (7.6)$$

$$G_k = T_{Rd,fi} - \frac{\psi_i \cdot T_{Rd,fi}}{1,5 + \psi_i} \quad (7.7)$$

Werden die charakteristischen Einwirkungen entsprechend dem Sicherheitskonzept für Normaltemperaturbedingungen zurückgerechnet, können diese auch niedriger sein als jene, die sich unter Brandeinwirkung ergeben. In Bild 7.2 erfolgt eine Auswertung der Zuverlässigkeitsniveaus für Querschnitte 12/24 und 16/32 [cm²] unter Biegebeanspruchung (GZG A.15). In beiden Fällen sind die charakteristischen Einwirkungen G_k und Q_k aus der Kaltbemessung (KBM) niedriger als aus der Heißbemessung (HBM). Folgerichtig müssen die β_{fi} -Werte für die Betrachtungen auf dem Niveau der „kalten“ charakteristischen Lasten höher sein. Bei dem massigeren Querschnitt 16/32 [cm²] schlägt der Effekt des Abbrandes nicht so stark durch wie bei dem schlanken Querschnitt, weshalb β_{fi} mit Ablauf der Branddauer unter Ansatz des „kalten“ Lastniveaus deutlich größer ist als unter Ansatz des „heißen“ Lastniveaus. Bei dem weniger massigen Querschnitt 12/24 [cm²] unterscheiden sich die β_{fi} -Werte dagegen um weniger als 0,5.

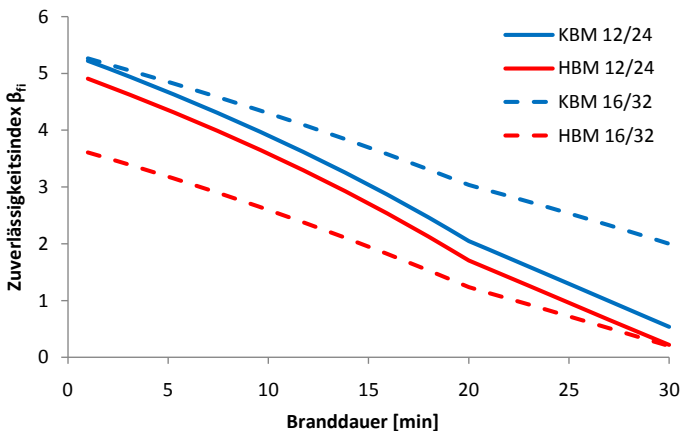


Bild 7.2 Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{fi} bei verschiedenen Querschnitten und charakteristischen Lastniveaus aus Kalt- (blau) und Heißbemessung (rot); Biegebeanspruchung

Bei massigen Querschnitten ergibt sich ein deutlicher Unterschied bei der Zuverlässigkeitsuntersuchung, wenn statt mit den aus der Heißbemessung rückgerechneten Einwirkungen mit den aus der Kaltbemessung gewonnenen Werten gearbeitet wird. Da das Verfahren für die Heißbemessung im Kontext der Eurocodes prinzipiell ein eigenständiges Sicherheitskonzept verfolgt, muss nicht zwangsweise auch die Verbindung zum Lastniveau der Kaltbemessung hergestellt werden. In der Praxis werden später beide Bemessungssituationen überprüft und der maßgebende Wert weiterverfolgt. Für die Kalibrierung des Zuverlässigkeitsniveaus der beschichteten Bauteile ist es sinnvoll, eine durchgängige und damit übersichtliche Vorgehensweise zu wählen.

Die Kurvenverläufe im Bild 7.2 zeigen, dass sich mit Ablauf der Branddauer unabhängig von den Massigkeiten der Querschnitte ähnliche β_{fi} -Werte einstellen, wenn das „heiße“ Lastniveau zugrunde gelegt wird. Folglich wird dieses Grundlage der weiteren Untersuchungen sein.

Im Vorfeld wurden Unterschiede zwischen den Feuerwiderstandsdauern 30 und 60 Minuten untersucht. Da das Sicherheitsniveau bei 30-minütiger Beanspruchung nur geringfügig höher und damit maßgebend war, wird im weiteren Verlauf dieses Unterabschnittes der Fokus ausschließlich auf die 30-minütige Brandeinwirkung gelegt.

Die Bilder 7.3 und 7.4 zeigen die Verläufe der Zuverlässigkeitsindizes β_{fi} für Stützen und Balken mit dem Kombinationsbeiwert Ψ als Scharparameter für jeweils zwei verschiedene Querschnitte. Die weniger massigen Querschnitte haben in der 0. Brandminute jeweils ein höheres Zuverlässigkeitsniveau als die massigeren, bei ansonsten gleichem Kombinationsbeiwert. Dieses ist auf den mit steigender Massigkeit weniger durchschlagenden Abbrand zurückzuführen. Infolgedessen ergeben sich relativ gesehen höhere Lastniveaus bei der Rückrechnung der charakteristischen Werte aus der Traglast in der 30. Brandminute und logischerweise eine geringere Zuverlässigkeit zu Brandbeginn.

Mit Erreichen der 30. Brandminute nähern sich die Verläufe von β_{fi} stark an, und der Einfluss der Massigkeit tritt gegenüber dem Kombinationsbeiwert Ψ und dem damit einhergehenden jeweiligen Lastniveau deutlich in den Hintergrund.

Im nachfolgenden Abschnitt werden die Erkenntnisse zum Zuverlässigkeitsniveau unter ETK-Bedingungen bezüglich der normierten Rechenverfahren und der Versuchsbetrachtungen zusammengefasst und β_{fi} -Werte für die Kalibrierung der beschichteten Bauteile festgelegt.

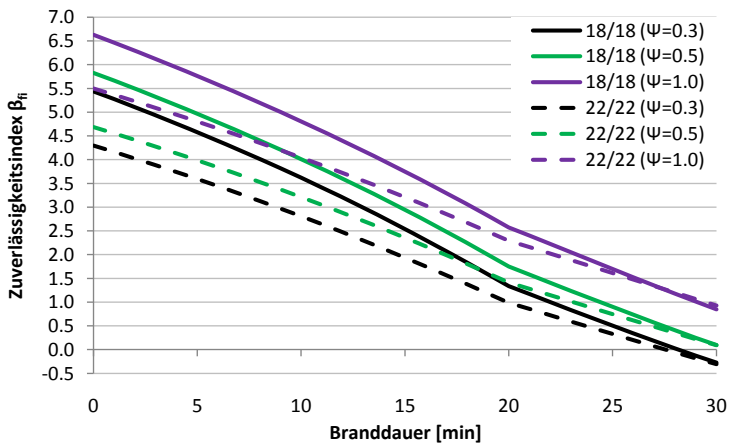


Bild 7.3 R 30-Stützen: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{fi} in Abhängigkeit vom Kombinationsbeiwert Ψ , Schlankheit in der 0. Minute: $\lambda=75$

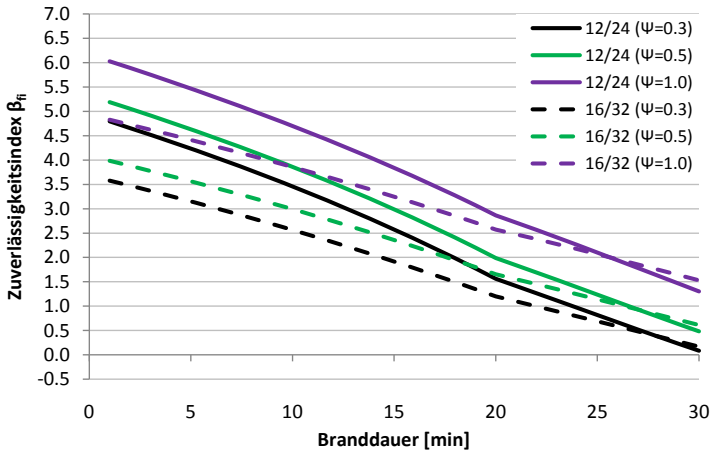


Bild 7.4 R 30-Balken: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{fi} in Abhängigkeit vom Kombinationsbeiwert Ψ , ohne Stabilitätseinfluss

7.2.4 Definition der Zielversagenswahrscheinlichkeit beschichteter Holzbauteile

In den Bildern 7.3 und 7.4 wird eine signifikante Abhängigkeit des Sicherheitsniveaus von der Wahl des Kombinationsbeiwertes ψ erkennbar, wobei ψ wiederum von der Kategorie der Nutzlast abhängig ist. Um das Sicherheitsniveau der beschichteten Bauteile für eine möglichst breite Anwendung zu kalibrieren, muss ein geeigneter, weitgehend abdeckender Wert für ψ gefunden werden. Dazu wird die in den Eurocodes angebotene, vereinfachte Ermittlung der Einwirkung im Brandfall $E_{d,fi}$ herangezogen. $E_{d,fi}$ ergibt sich dabei vereinfacht aus der Abminderung des Bemessungswertes der Einwirkung im Standardlastfall E_d mit dem Beiwert η_{fi} :

$$E_{d,fi} = \eta_{fi} \cdot E_d \quad (7.8)$$

Unter der Annahme, dass der Beiwert η_{fi} für Holzbauteile in der Zukunft dauerhaft auf einen Wert von 0,60 bis 0,65 festgeschrieben wird, ergeben sich die zugehörigen Kombinationsbeiwerte ψ zu etwa 0,6 bis 0,8, wohlgemerkt für den Fall einer einzelnen veränderlichen Einwirkung.

In Bild 7.5 werden die Werte für β_{fi} in der 30. Minute entsprechend den Bildern 7.3 und 7.4 für Balken (GZG A.15) und Stützen (GZG A.28) zusammengefasst und über ψ aufgetragen. Der relevante Bereich der Ψ - Werte ist gestrichelt eingefasst.

Entsprechend den Kurvenverläufen im Bild erscheint es zunächst gerechtfertigt, als Zielgrößen für β_{fi} einen Wert von 0,9 bei Balken (Querschnittstragfähigkeit) und von 0,5 bei Stützen (Stabilitätsversagen) anzunehmen. Der zugehörige Kombinationsbeiwert ψ beträgt damit jeweils 0,7. Die definierten Zielgrößen entsprechen ferner auch der Größenordnung des Zuverlässigkeitsniveaus aus der Versuchserfahrung, vgl. Abschnitt 7.2.3.1. Dass Stützen mit der Eigenschaft des schlagartigen Versagens ein niedrigeres Zuverlässigkeitsniveau erreichen als Balken, entspricht jedoch nicht der allgemeinen Denkweise. Beispielsweise die alte Stahlbetonnorm DIN 1045:1988

sah für schlagartig versagende Bauteile einen höheren globalen Sicherheitsfaktor vor als für rein biegebeanspruchte. Das allgemein anerkannte Bemessungsverfahren mit idealem Restquerschnitt der Normen unterscheidet indes nicht nach der Versagensart, obwohl der Abbrand bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen mit höherer Ordnung in die Tragfähigkeit eingeht als bei einer reinen Biegebeanspruchung. Um diese Diskrepanz zumindest annähernd auszugleichen, wird die Kalibrierung der beschichteten Bauteile für einen einheitlichen mittleren Zuverlässigkeitsindex $\beta_{fi} = 0,7$, unabhängig von der Versagensart, durchgeführt. Die als zulässig beschriebene Toleranz von $\Delta\beta_{fi} = \pm 0,5$, vgl. [Ho78] und [Ho08], wird bei der Festlegung des Teilsicherheitsbeiwertes für die HLB teilweise ausgenutzt werden. Die Zielversagenswahrscheinlichkeit beträgt somit $p_{f,fi} = 0,242$.

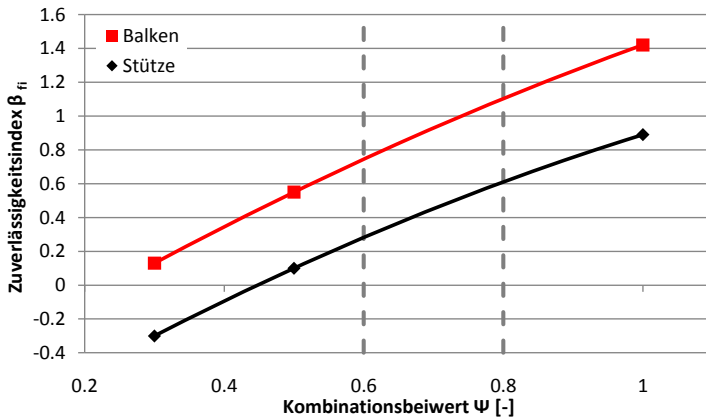


Bild 7.5 Zuverlässigkeitsindex β_{fi} nach einer Branddauer von 30 Minuten in Abhängigkeit vom Kombinationsbeiwert Ψ , für Balken (GZG A.15) und Stützen (GZG A.28)

7.3 Untersuchung beschichteter Bauteile

Für die probabilistischen Untersuchungen und die Festlegung des Sicherheitsformates werden insgesamt 30 verschiedene Systeme untersucht, die den Anwendungsbereich der Beschichtung weitgehend abdecken (Tabelle 7.7).

Stabilitätsgefährdete Bauteile werden durch mittig belastete Pendelstützen berücksichtigt und biegebeanspruchte Querschnitte durch rechteckförmige Balken. In Bild 6.31 wird gezeigt, dass die bezogene Traglast mittig gedrückter Stützen gegenüber kombiniert beanspruchten Stützen im Brandverlauf am schnellsten sinkt, sodass diese Anordnung als maßgebend erachtet wird.

Die Beflammung erfolgt einheitlich von 4 Seiten. Auf die Untersuchung 3-seitig beflammtter Bauteile wird von vornherein verzichtet, da diese gegenüber 4-seitig beflammtten Bauteilen über eine erhöhte Zuverlässigkeit verfügen [Ko84]. Die Überlegungen in Abschnitt 6.5.2.5 zeigen ferner, dass das eigene deterministische Bemessungsmodell für dreiseitig beflammtte Querschnitte auf der sicheren Seite liegt.

7 Sicherheitskonzept für Tragfähigkeit und Entzündungsschutz

Die Schlankheit der Stützen zu Brandbeginn wird einheitlich mit $\lambda = 70$ angenommen. Begründet ist dieses mit der Tatsache, dass die bezogene Stützentraglast gemäß Bild 6.30 unabhängig von der anfänglichen Schlankheit verläuft bzw. während des Brandes absinkt.

Die eindimensionale Schutzdauer wird mit $t_{pr,0}=10, 20$ und 28 Minuten berücksichtigt. Der zunächst ungeschickt gewählt wirkende Wert von 28 Minuten ist auf das stochastische Modell für die Wirkung der HLB entsprechend Gleichung (7.1) zurückzuführen. Wenn die zugehörige Anfangsschichtdicke l_0 weiter gesteigert wird, kommt es wegen der Abrutschgefahr zu einer verminderten Schutzdauer. Es handelt sich folglich um eine aus zuverlässigkeitstheoretischer Sicht besonders untersuchenswerte Schutzdauer.

Tabelle 7.7 Zusammenstellung der beschichteten Bauteile für die probabilistischen Untersuchungen

Bauteil	R-Dauer [min]	B/H [cm/cm]	U/A [1/m]	s_k^* [m]	λ^* [-]	$t_{pr,0}$ [min]	beflammte Seiten
Stütze	30	12/12	33.30	2.43	70	10, 20, 28	4
Stütze	30	18/18	22.20	3.64	70	10, 20, 28	4
Stütze	60	18/18	22.20	3.64	70	10, 20, 28	4
Stütze	30	28/28	14.30	5.66	70	10, 20, 28	4
Stütze	60	28/28	14.30	5.66	70	10, 20, 28	4
Balken	30	10/20	30.00			10, 20, 28	4
Balken	30	14/28	21.40			10, 20, 28	4
Balken	30	20/40	15.00			10, 20, 28	4
Balken	60	20/40	15.00			10, 20, 28	4
Balken	60	14/28	21.40			10, 20, 28	4

in der 0. Brandminute

Die Bestimmung der ständigen und veränderlichen Einwirkungen bzw. der zugehörigen Mittelwerte und Standardabweichungen erfolgt nach dem deterministischen Bemessungsmodell des vorhergehenden Kapitels 6. Dabei werden entsprechend dem Sicherheitskonzept nach DIN EN 1991-1-2 und DIN EN 1995-1-2, in Verbindung mit den nationalen Anhängen, die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften des Brettschichtholzes als 20 %-Fraktilwerte angesetzt. Die Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB mit der zugehörigen Anfangsschichtdicke l_0 findet jeweils als Mittelwert Eingang. Wie sich im weiteren Verlauf der Arbeit noch zeigen wird, führt letztere Festlegung zu allgemein leicht vermittelbaren Teilsicherheitsbeiwerten. Ferner ist in der praktischen Anwendung die Überprüfung des Mittelwertes der Anfangsschichtdicke einfacher zu vermitteln als die eines Fraktilwertes.

Wie bereits in Abschnitt 7.2.1 beschrieben, erfolgte während der Rechnungen eine stichprobenhafte Kontrolle der mit FORM und SORM berechneten Zuverlässigkeitsindizes β_{fi} mittels Monte-Carlo-Simulation. Dabei wichen die mit SORM berechneten Werte maximal um $\Delta\beta=0,022$ von den als genauer anzunehmenden Monte-Carlo-Werten ab (Tabelle 7.8).

Tabelle 7.8 Probabilistische Hinrechnungen: Zusammenfassung der stichprobenhaften Kontrollen der mit SORM berechneten Zuverlässigkeitsindizes β_{fi} mithilfe der Monte-Carlo-Simulation (MCS)

Bauteil	R-Dauer [min]	B/H [cm/cm]	$t_{pr,0}$ [min]	β_{fi}	β_{fi}	$\Delta\beta_{fi}$ [-]
				SORM [-]	MCS [-]	
Stütze	30	12/12	28	-0,206	-0,184	0,022
Stütze	30	18/18	28	0,089	0,097	0,008
Stütze	30	28/28	28	0,299	0,301	0,002
Stütze	600	18/18	28	0,009	0,017	0,008
Stütze	60	28/28	28	0,203	0,212	0,009
Balken	30	10/20	28	0,491	0,486	0,005
Balken	30	14/28	28	0,673	0,653	0,020
Balken	30	20/40	28	0,755	0,740	0,015
Balken	60	14/28	28	0,343	0,342	0,001
Balken	60	20/40	28	0,571	0,563	0,008

7.3.1 Balken

Die Ergebnisse der probabilistischen „Hinrechnungen“ werden für jeweils 2 Balkenquerschnitte mit den Feuerwiderstandsdauern R 30 und R 60 in den Bildern 7.5 und 7.6 dargestellt. Auf der linken Seite werden die Verläufe des Zuverlässigkeitsindex β_{fi} gezeigt und auf der rechten Seite die Sensitivitätsfaktoren α der Basisvariablen in der jeweils letzten Brandminute.

Das Zuverlässigkeitsniveau der Querschnitte mit größerer Massigkeit (kleinerer U/A-Wert) bei gleicher Anfangsschichtdicke l_0 ist zu Beginn des Brandes jeweils deutlich größer. Dieses ist darauf zurückzuführen, dass eine, absolut betrachtet, ähnliche Querschnittsreduzierung für massige Querschnitte einen, relativ gesehen, geringeren Tragfähigkeitsverlust bedeutet. Dementsprechend sind die aus der deterministischen Rechnung stammenden Lasteinwirkungen vergleichsweise hoch, was bereits zu Beginn des Brandes zu einer geringeren Zuverlässigkeit führt. Dieser Effekt wurde in Abschnitt 7.3.2.3 ebenfalls für die unbeschichteten Bauteile beschrieben. Die Zuverlässigkeitsindizes β_{fi} nehmen zum Ende der Branddauern vergleichbare Größenordnungen an. Jeweils im Bereich der kalkulierten eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0}$ knicken die Verläufe von β_{fi} stark ab, was auf den einsetzenden Abbrand zurückzuführen ist. In Bild 7.5 unterscheiden sich die U/A-Werte der dargestellten Querschnitte insofern sehr stark, als bei jeweils gleicher eindimensionaler Schutzdauer die Kurve für β_{fi} des massigeren Querschnitts deutlich später abknickt. Der Effekt, dass die Schutzwirkung der HLB mit steigendem U/A-Wert

abnimmt, schlägt in logischer Konsequenz auch bei den Zuverlässigkeitsanalysen durch. In Bild 7.6 ist der beschriebene Effekt nicht mehr so leicht erkennbar, weil die U/A-Werte beider Querschnitte wegen der Auslegung auf 60 Brandminuten relativ klein sind. Die filigraneren Querschnitte verlieren ihre Zuverlässigkeit nach der Knickstelle mit betragsmäßig größerer Steigung als die massigen Querschnitte. Dieses ist auf die mit größeren U/A-Wert ebenfalls steigende Abbrandrate zurückzuführen.

Der Einfluss der eindimensionalen Abbrandrate β_0 auf die Zuverlässigkeit, ausgedrückt durch den Sensitivitätsfaktor α , ist erwartungsgemäß zum Ende der Branddauer bei den R 60-Querschnitten deutlich größer als bei den R 30-Querschnitten. Innerhalb einer Gruppe gleicher Querschnitte nimmt der Einfluss der Abbrandrate mit steigender Schutzdauer der HLB ab. Begründet ist dieses in der Dauer des Abbrandes, da diese mit der streuenden Abbrandrate multipliziert wird. Der Sensitivitätsfaktor der Abbrandrate bekommt damit quasi einen Hebelarm. Ferner ist der Einfluss von β_0 bei massigen Querschnitten geringer als bei den filigraneren. Dieses liegt an der bereits mehrfach beschriebenen Tatsache, dass filigrane Querschnitte auf den absoluten Abbrand deutlich sensibler reagieren als die massigeren.

Von besonderem Interesse sind die Sensitivitätsfaktoren der Beschichtung, ausgedrückt durch die streuende Anfangsschichtdicke l_0 und die eindimensionale Schutzwirkung $t_{pr,0}$. Erwartungsgemäß nimmt der Einfluss von $t_{pr,0}$ immer weiter ab, je länger die Dauer vom Verlust der Schutzwirkung bis zum Ende des Brandes ist. Die α -Werte für die Anfangsschichtdicke l_0 stellen sich gegenüber allen anderen deutlich anders da. Eine nennenswerte Größe erreichen sie lediglich bei der Schutzdauer $t_{pr,0}=20$ Minuten. Die ausbleibende Relevanz bei $t_{pr,0}=10$ und 28 Minuten lässt sich anhand Gleichung (7.1) nachvollziehen, welche den Mittelwert der eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0,M}$ in Abhängigkeit von l_0 beschreibt. Im Bereich $t_{pr,0,M}=10$ Minuten ist der Gradient sehr klein, sodass die Streuung der Anfangsschichtdicke l_0 nur geringfügige Auswirkungen hat. Die Schutzdauer $t_{pr,0,M}=28$ Minuten stellt ein lokales Maximum von Gleichung (7.1) dar. Die Streuung der Anfangsschichtdicke zu beiden Seiten führt damit immer zu einer jeweils verminderten Schutzdauer. Mathematisch gesehen, fungiert die Anfangsschichtdicke damit zum einen als Widerstand und zum anderen als Einwirkung, sodass der α -Wert gegen 0 tendieren muss.

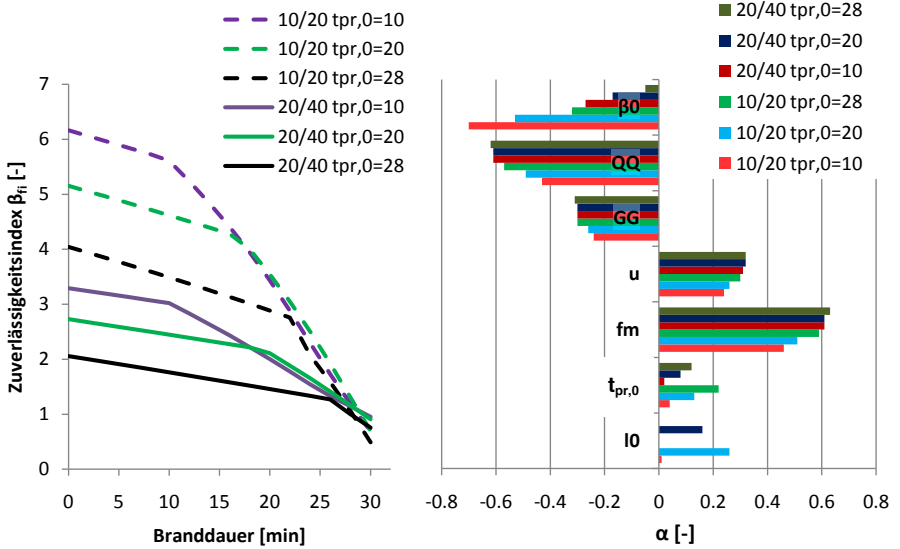


Bild 7.5 Beschichtete Balken 10/20 und 20/40 [cm²] mit 30-minütiger Brandbeanspruchung; links: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{RI} ; rechts: Sensitivitätsfaktoren α in der 30. Brandminute (GZG A.15)

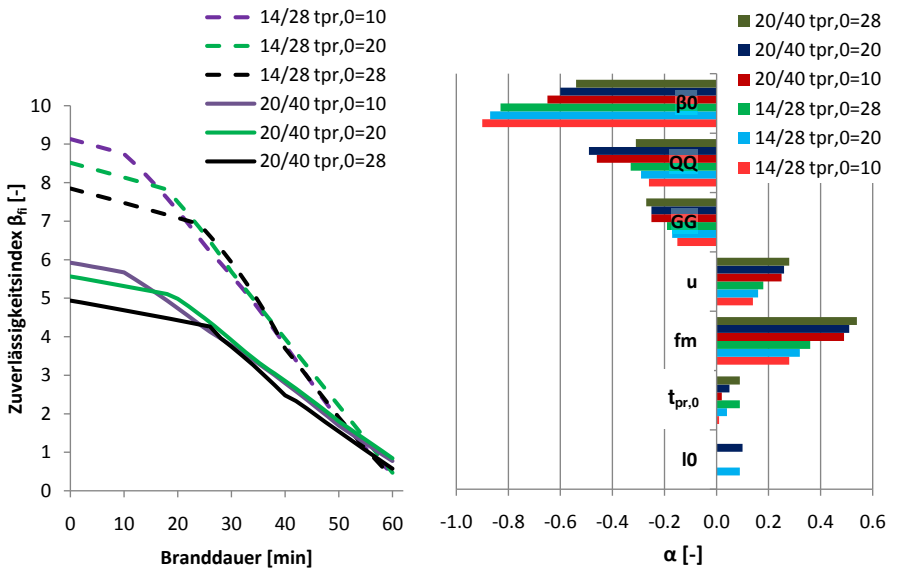


Bild 7.6 Beschichtete Balken 14/28 und 20/40 [cm²] mit 60-minütiger Brandbeanspruchung; links: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{RI} ; rechts: Sensitivitätsfaktoren α in der 30. Brandminute (GZG A.15)

7.3.2 Stützen

Die Ergebnisse der probabilistischen Untersuchungen der mittig gedrückten Pendelstützen werden in den Bildern 7.7 und 7.8 dargestellt. Da die zu beobachteten Effekte in der Hauptsache denen der Querschnittsbetrachtungen entsprechen, werden in diesem Abschnitt nur die Besonderheiten der Stabilitätsbetrachtungen herausgestellt.

Während bei den Biegebalken der Sensitivitätsfaktor α für die Biegefestigkeit f_m zwischen 0,3 und 0,6 schwankt, hat die Druckfestigkeit f_{c0} bei den Pendelstützen nur einen relativ geringen Einfluss. Dieser Effekt wird ebenfalls bei den Stabilitätsuntersuchungen von *Hosser et al.* [Ho09] gezeigt. Die geringe Sensitivität der Druckfestigkeit ist darauf zurückzuführen, dass das Stabilitätsversagen gegenüber dem Querschnittversagen stark dominiert. Dieses drückt sich auch durch die vergleichsweise großen α -Werte des Elastizitätsmoduls E aus. Da die Knicklänge im Brand als konstant angenommen wird, ist die ideale Knicklast nur von der Biegesteifigkeit EI abhängig, vgl. Gleichung (6.19). Diese wird neben dem Elastizitätsmodul auch durch den Abbrand beeinflusst, welcher wiederum die Änderung des Flächenmomentes 2. Grades I bestimmt.

Die α -Werte des Modellunsicherheitsfaktors u sind bei den Stützen tendenziell größer als bei den Balken, was eine logische Konsequenz der Annahmen für u gemäß Tabelle 7.5 ist.

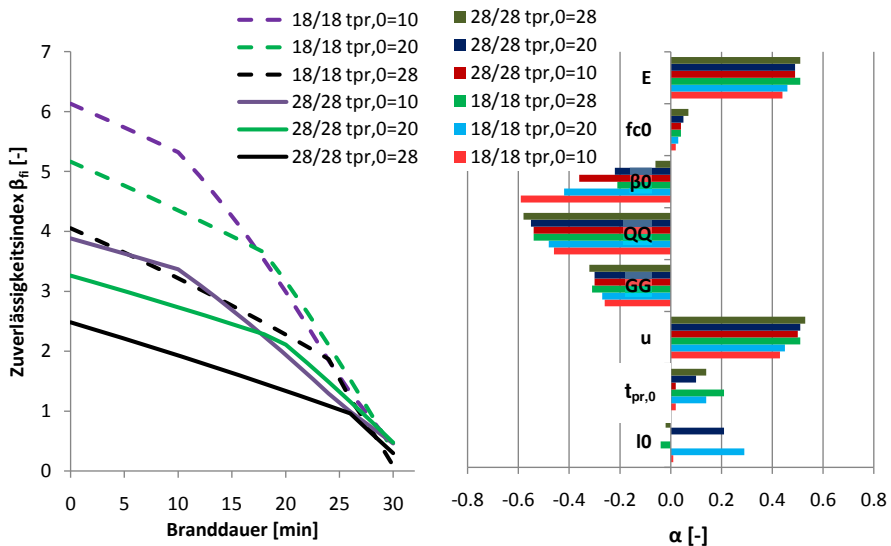


Bild 7.7 Beschichtete Pendelstützen 18/18 und 28/28 [cm²], $\lambda=70$ mit 30-minütiger Brandbeanspruchung; links: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{Ri} ; rechts: Sensitivitätsfaktoren α in der 30. Brandminute (GZG A.28)

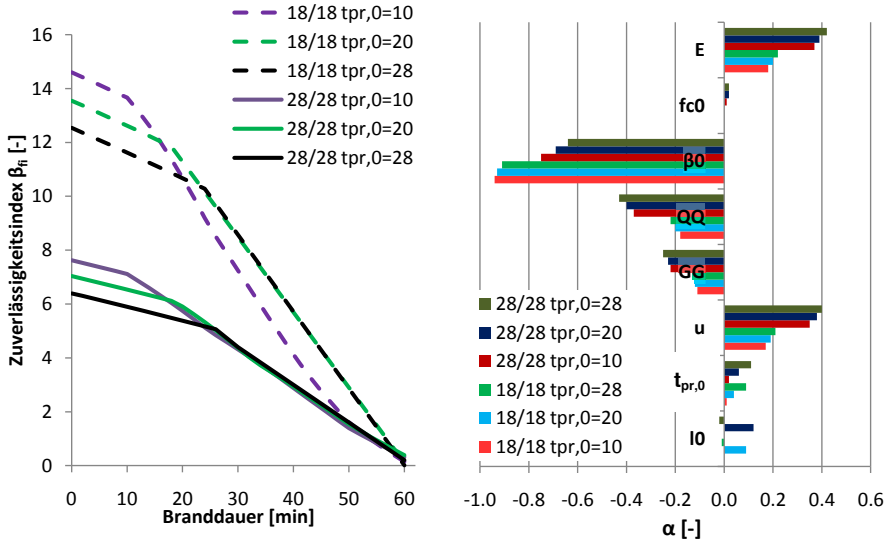


Bild 7.8 Beschichtete Pendelstützen 18/18 und 28/28 [cm²], $\lambda=70$ mit 60-minütiger Brandbeanspruchung; links: Verlauf des Zuverlässigkeitsindex β_{fi} ; rechts: Sensitivitätsfaktoren α in der 60. Brandminute (GZG A.28)

7.4 Ableitung des Sicherheitsformats für die Tragfähigkeit

7.4.1 Allgemeine Vorgehensweise

Die Teilsicherheitsbeiwerte der normalverteilten Basisvariablen auf Widerstandsseite berechnen sich gemäß Gleichung (7.9):

$$\gamma_{M,fi,i} = \frac{1 - k \cdot V_i}{1 - \beta_{fi} \cdot \alpha_{R,i} \cdot \alpha_i \cdot V_i} \quad (7.9)$$

Der globale Sensitivitätsfaktor $\alpha_{R,i}$ auf der Widerstandsseite darf mit einem Wert von 0,8 angenommen werden [Ho78]. Der Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M,fi}$ der jeweiligen Basisvariable ist ferner von dessen Sensitivitätsfaktor α_i abhängig.

Da entsprechend dem Sicherheitskonzept der Eurocodes für Holzbauteile im Brandfall die 20 %-Fraktilen der Festigkeiten und Steifigkeiten mit $\gamma_{M,fi}=1,0$ belegt werden und auch die Abbrandrate als unveränderlicher Nennwert gegeben ist, kann nur der Bemessungswert der Schutzdauer der HLB durch den Teilsicherheitsbeiwert eingestellt werden. Mathematisch wäre es sinnvoller, die Abbrandrate nicht als Nennwert, sondern durch einen entsprechenden Bemessungswert zu berücksichtigen, da die Sensitivität vergleichsweise groß ist, vgl. Abschnitt 7.3. Um eine weiterhin konsequente Bemessungspraxis zu ermöglichen, wird hierauf jedoch verzichtet. Für die Herleitung des Teilsicherheitsbeiwertes der Beschichtung muss in logischer Konsequenz die Sensitivität künstlich höher angesetzt werden, als sich in den Hinrechnungen ergeben hat.

Die Wirkung der Beschichtung kann durch die Definition eines Bemessungswertes der Schutzdauer $t_{pr,0,d}$, durch einen Bemessungswert der Anfangsschichtdicke $l_{0,d}$ oder durch eine Kombination von beiden eingestellt werden.

Da die Sensitivität von l_0 entsprechend den Ausführungen in den beiden vorhergehenden Abschnitten in Randbereichen gegenüber der eigentlichen Schutzdauer sehr gering ist, wird l_0 innerhalb des Sicherheitsformats durchgehend als Mittelwert angenommen. Die Abnahmebedingungen im Bauwerk sind dann entsprechend der in Abschnitt 7.1.1.3 formulierten Annahmen für die Streuungen im Rahmen der bauaufsichtlichen Zulassung zu regeln. Der charakteristische Wert von $l_{0,k}$ ist also der Mittelwert und der Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M,fi} = 1,0$.

Der Bemessungswert der eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0,d}$ wird gemäß Gleichung 6.1 bestimmt. Der charakteristische Wert $t_{pr,0,k}$ ist der Mittelwert aus den Ergebnissen der in Abschnitt 6.2.2 beschriebenen Bauteilversuche. Die Herleitung des Teilsicherheitsbeiwertes erfolgt im nachfolgenden Abschnitt.

7.4.2 Teilsicherheitsbeiwert für HLB

Die aktuelle Normengeneration des konstruktiven Ingenieurbaus verfolgt ein semi-probabilistisches Sicherheitskonzept mit konstanten Teilsicherheitsbeiwerten. Diese Vorgehensweise wird jedoch im Rahmen dieser Arbeit zugunsten einer präziseren Formulierung der Teilsicherheitsbeiwerte nicht verfolgt, um einen möglichst wirtschaftlichen Einsatz der HLB zu ermöglichen.

Die Bilder 7.11 bis 7.14 zeigen den Sicherheitsindex β_{fi} in der jeweils letzten Brandminute bei den durchgeführten Hin- und Rückrechnungen der Balken und Pendelstützen. Scharparameter ist die charakteristische, eindimensionale Schutzdauer $t_{pr,0,k}$, also der Mittelwert. Auf der Abszisse ist der U/A-Wert des Querschnittes aufgetragen. Der schwarze Balken in den Bildern markiert den Sollwert $\beta_{fi,soll}$ und die rot-gestrichelte Linie den zulässigen Toleranzbereich $\Delta\beta_{fi}=0,50$.

Allgemein zeigt sich bei den Hinrechnungen eine höhere Zuverlässigkeit bei den R 30-Bauteilen gegenüber den R 60-Bauteilen – sowohl bei Querschnitts- als auch bei Stabilitätsversagen. Weiterhin nimmt die Zuverlässigkeit deutlich erkennbar mit steigendem U/A-Wert ab. Bei der Unterscheidung zwischen Querschnitts- und Stabilitätsversagen ist das Zuverlässigkeitsniveau stabilitätsgefährdeter Bauteile tendenziell geringer. Die maximale Schutzdauer führt ebenfalls zu einer geringeren Zuverlässigkeit, da jegliche Streuung der Anfangsschichtdicke l_0 zu einer verminderten Schutzwirkung führt (Extremstelle in Gleichung (6.1)). Der zu definierende nicht-konstante Teilsicherheitsbeiwert ist in logischer Konsequenz von der Branddauer, der Versagensart, dem U/A-Wert und der Schutzdauer abhängig.

Es wird vorgeschlagen, den Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M,fi}$ für die Schutzdauer aus dem Produkt eines Sicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,UA}$ zur Berücksichtigung des U/A-Wertes und eines Sicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,tp}$ zur Berücksichtigung der Schutzdauer zu bilden:

$$\gamma_{M,fi} = \gamma_{M,UA} \cdot \gamma_{M,tp} \quad (7.10)$$

Bild 7.9 zeigt den Sicherheitsbeiwert $\gamma_{M,UA}$, der als trilineare Funktion formuliert wird. Die Definitionen unterscheiden sich dabei nach Branddauer und Versagensart. Die U/A-Werte der Knickstellen sind auf die zu erwartenden Querschnittsabmessungen der jeweiligen Feuerwiderstandsdauer abgestimmt.

Die Formulierung des Sicherheitsbeiwertes γ_{M,tp_r} ist in Bild 7.10 wiedergegeben. Bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen wird konstant mit $\gamma_{M,tp_r}=1,1$ gerechnet. Bei Querschnittsversagen bis zur charakteristischen Schutzdauer $t_{pr,0,k}=20$ Minuten mit $\gamma_{M,tp_r}=1,0$. Im weiteren Verlauf erfolgt dann eine lineare Steigerung bis $\gamma_{M,tp_r}=1,1$, wobei dieser Wert der maximalen Schutzdauer der HLB zugrunde gelegt wird und somit systemabhängig ist.

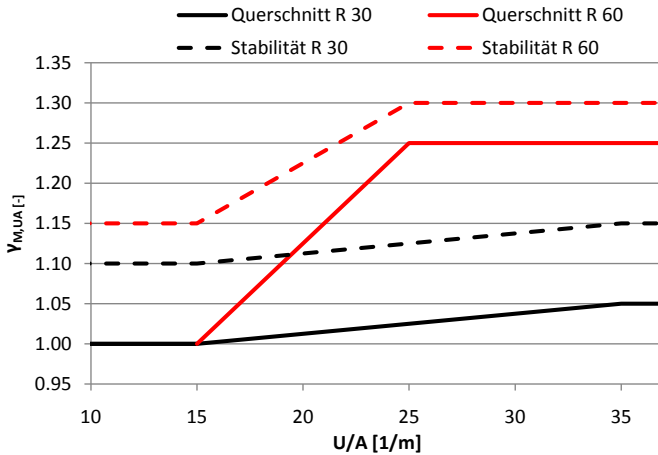


Bild 7.9 Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M,UA}$ in Abhängigkeit von: U/A-Wert, Feuerwiderstandsdauer und Versagensart

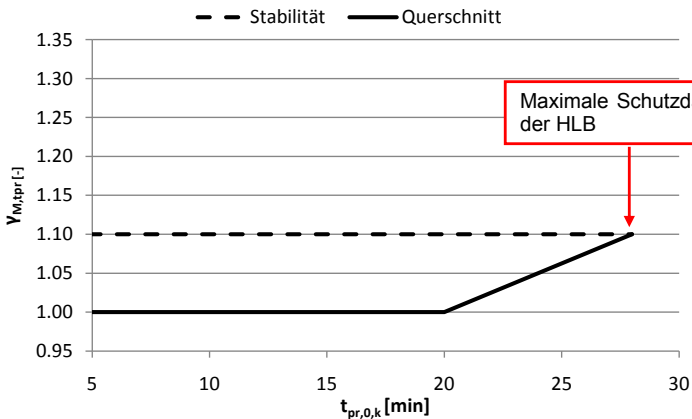


Bild 7.10 Teilsicherheitsbeiwert γ_{M,tp_r} in Abhängigkeit von der charakteristischen, eindimensionalen Schutzdauer $t_{pr,0,k}$ und der Versagensart

Die Rückrechnungen zeigen zunächst, dass auch diese relativ aufwendige Definition des Teilsicherheitsbeiwertes noch kein ausgeglichenes Zuverlässigkeitsniveau ermöglicht. Alle Systeme liegen jedoch innerhalb der zulässigen Toleranz und es werden keine unnötigen und damit unwirtschaftlichen Sicherheitsreserven erzeugt. Die R 30-Bauteile verhalten sich insgesamt gutmütiger als die R 60-Bauteile. Bei Letzteren ist die Wirkungsweise der Beschichtung in der letzten Brandminute so stark abgeklungen, dass der Teilsicherheitsbeiwert nur noch geringen Einfluss auf das Zuverlässigkeitsniveau ausübt.

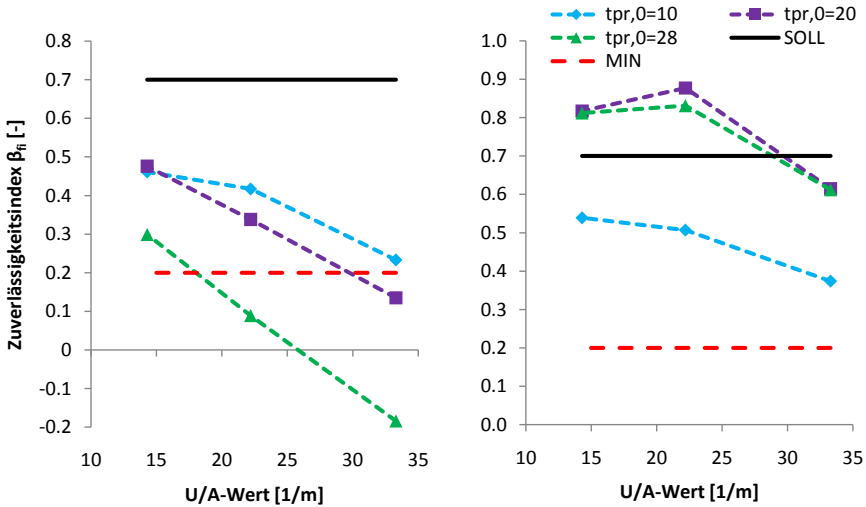


Bild 7.11 Stützen mit 30-minütiger Branddauer; links: Zuverlässigkeitsindex β_{fi} bei Hinrechnung; rechts: β_{fi} bei Rückrechnung unter Ansatz des Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,fi}$

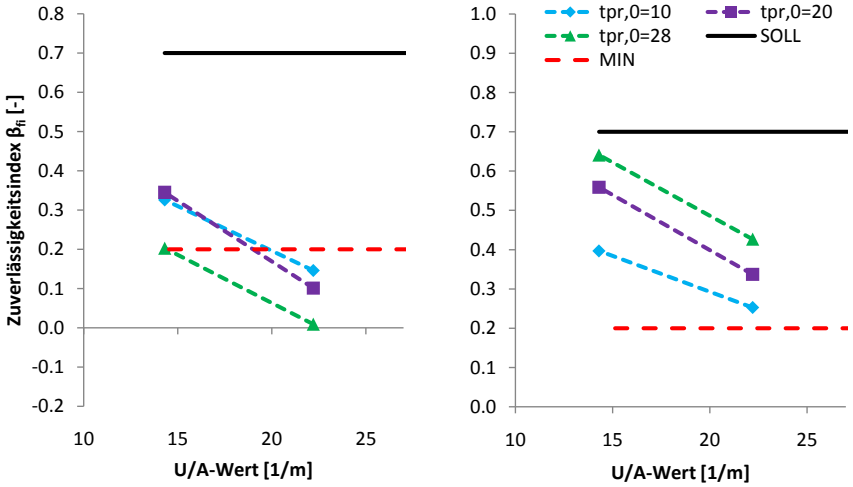


Bild 7.12 Stützen mit 60-minütiger Branddauer; links: Zuverlässigkeitsindex β_{fi} bei Hinrechnung; rechts: β_{fi} bei Rückrechnung unter Ansatz des Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,fi}$

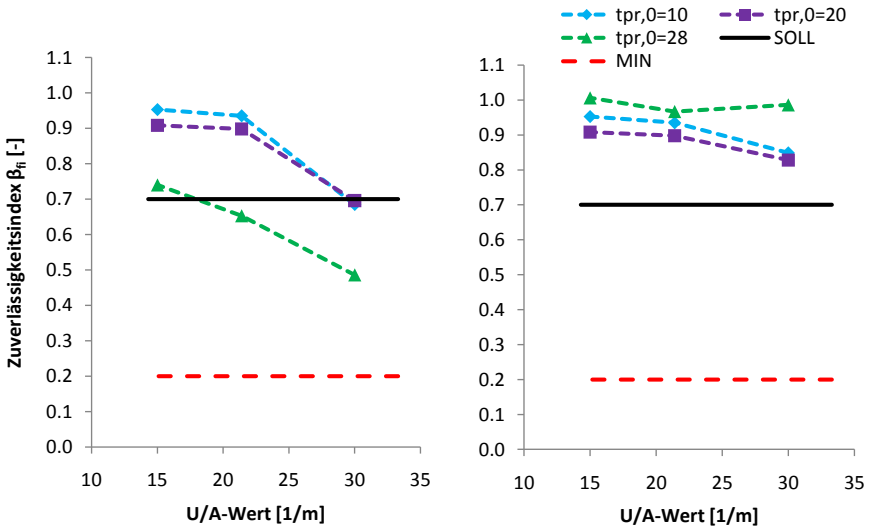


Bild 7.13 Balken mit 30-minütiger Branddauer; links: Zuverlässigkeitsindex β_{fi} bei Hinrechnung; rechts: β_{fi} bei Rückrechnung unter Ansatz des Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,fi}$

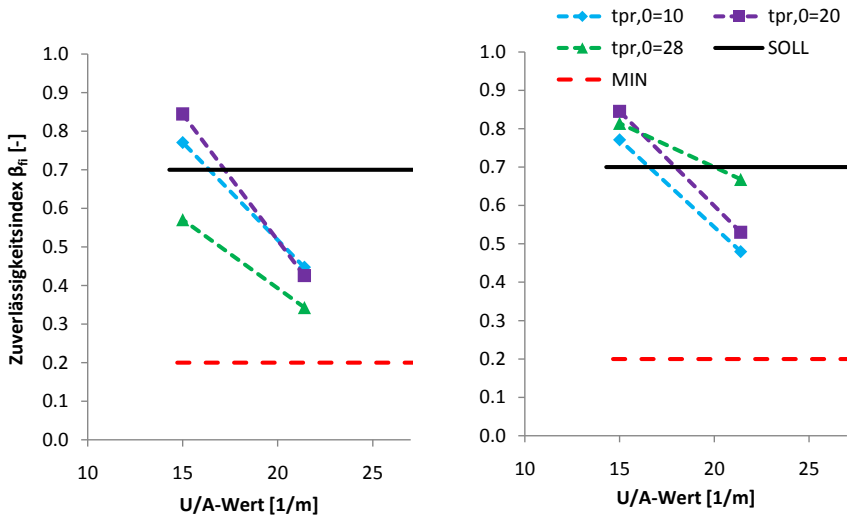


Bild 7.14 Balken mit 60-minütiger Branddauer; links: Zuverlässigkeitsindex β_{Ri} bei Hinrechnung; rechts: β_{Ri} bei Rückrechnung unter Ansatz des Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,fi}$

7.5 Ansatz des Entzündungsschutzes in leistungsorientierten Konzepten

In Kapitel 4 wird nachgewiesen, dass beschichtete Holzbauteile während der Wirkungsdauer des Entzündungsschutzes die entscheidenden Eigenschaften nichtbrennbarer Baustoffe aufweisen. Die Prüfverfahren mit den zugrunde liegenden Bandszenarien beurteilen bisher nicht explizit, ob ein Baustoff während der Brandeinwirkung seine wesentlichen Eigenschaften verändert. Beispielsweise Mauerwerk oder Betonbauteile nehmen sowohl in der Brandentstehungsphase als auch in der Vollbrandphase nicht am Brandgeschehen teil, sodass insbesondere bei den klassischen A1 und A2-Baustoffen eine entsprechende Untersuchung von vornherein unsinnig ist. Soll nun aber der Entzündungsschutz der HLB als Kompensation der Normalentflammbarkeit einer Holzoberfläche angesetzt werden, die nach Bauordnungsrecht nichtbrennbar sein muss, so ist die Dauer des Entzündungsschutzes in geeigneter Weise zu quantifizieren. Die Zuverlässigkeit einer Baustoffeigenschaft, auch über die Lebensdauer betrachtet, lässt sich jedoch nicht ohne weiteres wie die von Bauteilen direkt nachweisen. Hierzu bedarf es eines Umweges über die Definition des eigentlichen Schutzzieles, welches durch die Baustoffeigenschaft zu gewährleisten ist.

7.5.1 Festlegung des Schutzzieles am Beispiel der Versammlungsstätte

Die Muster-Versammlungsstättenverordnung (MVStättV) verlangt in § 5 (3), die Bekleidungen der Deckenkonstruktionen von Versammlungsräumen mit einer Grundfläche $A > 1000 \text{ m}^2$ aus nichtbrennbaren Baustoffen (Baustoffklassen A1 und A2 nach DIN EN 13501-1) herzustellen. Aus der Begründung zur MVStättV wird deutlich, dass das zugehörige Schutzziel die Verhinde-

rung einer unkontrollierten Brandausbreitung ist. Es fehlt jedoch die Angabe, ob sich dieses Schutzziel nur auf die Gewährleistung der sicheren Flucht der Besucher bezieht, oder ob auch wirksame Löscharbeiten ermöglicht werden sollen. Letztere werden in erster Linie durch eine ausreichende Feuerwiderstandsdauer der tragenden und aussteifenden Bauteile⁹ ermöglicht, nichtbrennbare Baustoffe vermindern jedoch zusätzlich die Brandlast und verkürzen damit die natürliche Branddauer, was wiederum zur Ermöglichung des Löschangriffs beiträgt. Für die Quantifizierung der Schutzdauer der HLB ist es von besonderer Bedeutung, ob beide Schutzziele zu erfüllen sind, da die Eingreifzeit der Feuerwehr bei fachgerechter Auslegung der Fluchtwege deutlich größer sein wird als die Räumungszeit.

Im Folgenden wird der Fokus auf die „Gewährleistung der sicheren Flucht“ gerichtet. Diese Annahme geschieht daher unter der weiteren Voraussetzung, dass die beschichteten Bekleidungen konstruktiv in eigene Abschnitte unterteilt werden, die jeweils eine Fläche von 1000 m² deutlich unterschreiten, welche die Abgrenzung zu den schwerentflammbaren Baustoffen entsprechend der MVStättV markiert. Somit wird das Schutzziel „Ermöglichung wirksamer Löscharbeiten“ in jedem Fall eingehalten.

In der Praxis werden gegebenenfalls weitere Schutzziele auftauchen, für die eine Quantifizierung der Schutzdauer der HLB erforderlich ist. Im Rahmen dieser Arbeit wird am Beispiel der Entfluchtung der Versammlungsstätte die grundsätzliche Vorgehensweise gezeigt.

7.5.2 Formulierung des Grenzzustandes

Grundlage der Untersuchungen ist ein Einraummodell ohne komplizierte Einbauten, wie es auch von *Forell* [Fo07] für den Nachweis der Personensicherheit in Abhängigkeit von der Brandentwicklungsgeschwindigkeit verwendet wird. Die Notausgänge seien relativ gleichmäßig über den Umfang des Raumes verteilt. Die räumliche Auslegung der Rettungswege gewährleistet, dass die Notausgänge die Engstellen mit den höchsten Passagezeiten darstellen und nicht etwa nachgeschaltete Treppen oder Flure.

Die Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB ist nunmehr so auszulegen, dass die Räumung des kritischen Versammlungsraumes mit ausreichendem Sicherheitsabstand vor der Entzündung der ersten Bauteiloberflächen abgeschlossen ist. Der aus dieser Forderung resultierende Grenzzustand wird durch Gleichung (7.11) beschrieben:

$$Z = t_{pr,0} - t_{Räumung} \quad (7.11)$$

Die Räumungszeit $t_{Räumung}$ setzt sich aus mehreren Zeitspannen zusammen, die zu addieren sind [Ho09]:

$$t_{Räumung} = t_{Detektion} + t_{Alarm} + t_{Reaktion} + t_{Flucht} \quad (7.12)$$

⁹ In dieser Betrachtung wird grundsätzlich angenommen, dass Baustoffklasse und Feuerwiderstandsdauer der tragenden Bauteile unabhängig von der HLB eingehalten sind

Die Zeitspanne vom Ausbruch des Brandes bis zur Detektion $t_{\text{Detektion}}$ ist abhängig von den vorbeugenden Maßnahmen des organisatorischen und anlagentechnischen Brandschutzes der Versammlungsstätte. Unter der Annahme ständig anwesenden Personals und des Vorhandenseins einer automatischen Brandmeldeanlage wird für $t_{\text{Detektion}}$ ein Mittelwert von $\mu = 1,47$ Minuten und eine Standardabweichung von $\sigma = 1$ Minute angenommen [De03].

Die Zeitspanne t_{Alarm} von der Detektion bis zum Auslösen einer automatischen Alarmanrichtung wird vom Autor mit 30 sec als deterministischer Wert angenommen.

Die Reaktionszeit t_{Reaktion} beginnt nach der Aussendung des Alarms und endet mit der beginnenden Fluchtbewegung der Besucher. Sie ist unter anderem von folgenden Faktoren abhängig: Alarmierungssystem, Gebäudekomplexität, Brandschutzmanagement, Wachsamkeit, Vertrautheit und Personendichte. Im weiteren Verlauf wird unterstellt, dass die Besucher des Versammlungsraumes wach, nicht mit den Örtlichkeiten vertraut sowie in großer Dichte anwesend sind. Der anlagentechnische Brandschutz umfasst eine automatische Brandmeldeanlage mit unmittelbarer Alarmierung. Der Grundriss des Gebäudes ist sehr einfach gehalten und die Notausgänge führen teilweise direkt ins Freie. Das Brandschutzmanagement gewährleistet die Anwesenheit von eingewiesenem Personal, jedoch nicht in relativ hoher Anzahl. Entsprechend den Angaben in [Ho09], die letztlich auf [Pu03] zurückzuführen sind, kann eine Reaktionszeit-Verteilung für Personengruppen entwickelt werden, die die vorgenannten Faktoren berücksichtigt. Der Beginn der Fluchtzeit einer ersten individuellen Person wird durch die 1 %-Fraktile Δt_1 beschrieben. Für das Ende der Reaktionszeit-Verteilung wird die 99 %-Fraktile Δt_{99} relativ zu Δt_1 angegeben. Schlussendlich liegen alle Reaktionszeiten innerhalb der Zeitspanne Δt_1 bis $\Delta t_1 + \Delta t_{99}$. Unter den gegebenen Umständen ist für Δt_1 ein Wert von 1 Minute und für Δt_{99} ein Wert von 3 Minuten anzunehmen [Ho09]. Als Verteilungstyp wird Gumbel-Max gewählt, weil nach dem Zeitpunkt Δt_1 die Anzahl der reagierenden Personen sehr steil ansteigt und nach dem Maximum langsam abklingt. Das Verteilungsfitting ergibt für die Momente $\mu = 2$ Minuten und $\sigma = 0,4$ Minuten eine gute Übereinstimmung mit Δt_1 und Δt_{99} .

Für die Berechnung der Fluchtzeit t_{Flucht} stehen zahlreiche Modelle mit deutlich unterschiedlichem Approximierungsgrad zur Verfügung [Ho09], [SFP90]. Die folgenden Untersuchungen verwenden ein hydraulisches Modell, welches mit einfachen Gleichungen auskommt. Genauere Modelle sind hier nicht erforderlich, weil die Raumgeometrie sehr einfach gewählt ist. Darüber hinaus ist die Einbindung aufwendiger Individualmodelle in Monte-Carlo-Simulationen nach Kenntnisstand des Autors dieser Arbeit derzeit noch Gegenstand der Forschung am iBMB.

Die Fluchtzeit t_{Flucht} ist das Maximum aus der reinen Laufzeit t_{Weg} und dem Passieren des Wegelementes, z. B. der Ausgangstür, mit der längsten Durchlassdauer t_{Passage} :

$$t_{\text{Flucht}} = \max t_{\text{Passage}} / t_{\text{Weg}} \quad (7.13)$$

Die Laufzeit t_{Weg} ist der Quotient aus dem längsten Weg L_{max} und der Laufgeschwindigkeit v :

$$t_{\text{Weg}} = \frac{L_{\text{max}}}{v} \quad (7.14)$$

Aufgrund der einfachen Geometrie des Einraummodells wird auch bei sehr langsamen Laufgeschwindigkeiten die Laufzeit t_{Weg} nicht maßgebend und daher nicht weiter betrachtet. Die Passagezeit t_{Passage} berechnet sich nach Gleichung (7.15):

$$t_{\text{Passage}} = \frac{L_{\text{min}}}{v} + \frac{N}{F_s \cdot B} \quad (7.15)$$

Der Quotient L_{min}/v beschreibt die Zeitspanne, welche die erste Person bis zum Erreichen des zu passierenden Wegelements von einem minimal entfernten Ort, beschrieben durch die Strecke L_{min} , benötigt. Die reine Durchgangszeit ergibt sich aus der das betrachtete Wegelement passierenden Personenzahl N , der Durchgangsbreite B und dem Personenstrom F_s .

Bei den probabilistischen Untersuchungen werden die Grundfläche A und die Summe der Durchgangsbreiten B deterministisch festgelegt. B entspricht dabei den Vorgaben der MVStättV, wonach für jeweils 100 Personen eine Modulbreite von 0,60 m vorzuhalten ist. Der Mittelwert der Personendichte wird entsprechend MVStättV zu $\mu = 2 \text{ P/m}^2$ gewählt, jedoch als stochastische Größe mit einem Variationskoeffizienten $V = 30 \%$ [eigene Annahme]. Für die Gehgeschwindigkeit v wird [ASH10] folgend ein Mittelwert $\mu = 1,25 \text{ m/s}$ bei einem Variationskoeffizienten $V = 25 \%$ angesetzt. In [Ho09] wird für optimal ausgelastete Räume ein Personenstrom von $F_s = 1,4 \text{ P/sm}$ für Türen zitiert. In dieser Arbeit wird F_s jedoch deutlich reduziert und mit $1,0 \text{ P/sm}$ angenommen. Begründet wird dieses damit, dass Bauelemente, beispielsweise Stützen in relativ kurzer Distanz vor den Ausgängen und ungleichmäßige Verteilungen der Personen auf die Ausgänge den effektiven Personenstrom verlangsamen können. Für F_s wird wie für die Laufgeschwindigkeit v ein Variationskoeffizient $V = 25 \%$ abgeschätzt.

Die Schutzdauer $t_{\text{pr},0}$ der HLB wird entsprechend der Angaben in Abschnitt 7.1.1.3 modelliert.

7.5.3 Herleitung eines Sicherheitsformats

Die effektive Versagenswahrscheinlichkeit p_f ist das Produkt der Auftretenswahrscheinlichkeit eines Brandes während der Nutzung durch Besucher p_{fi} und der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit $p_{t\text{Räumung} > t_{\text{pr},0}}$, dass die Räumungszeit $t_{\text{Räumung}}$ größer als die Schutzdauer $t_{\text{pr},0}$ ist:

$$p_f = p_{fi} \cdot p_{t\text{Räumung} > t_{\text{pr},0}} \quad (7.16)$$

Die Auftretenswahrscheinlichkeit wird entsprechend der Argumentation von *Forell* [Fo07] flächenbezogen mit einem Wert von $p_{fi} = 2,0 \text{ E-05 } 1/\text{m}^2\text{a}$ angesetzt. Diese Annahme berücksichtigt die Tatsache, dass zahlreiche Brände außerhalb der Öffnungszeiten des Versammlungsraumes ausbrechen und teilweise gelöscht werden, bevor sie ansatzweise einer Ausbreitung unterliegen.

Die probabilistischen Untersuchungen erfolgen exemplarisch für Einraummodelle mit Grundflächen von 1250 und 2500 m^2 , sodass die Abhängigkeit der Versagenswahrscheinlichkeit p_f von

der Raumgröße sichtbar wird. Die wesentlichen Ergebnisse werden in Bild 7.15 dargestellt. Zur besseren Veranschaulichung wird neben den Verläufen von p_f auch die Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB jeweils in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke l_0 aufgetragen. Bei geringen Schutzdauern von ca. 10 bis 12 Minuten beträgt $p_f = 10^{-3}$ 1/a. Im weiteren Verlauf nimmt die Versagenswahrscheinlichkeit bei logarithmischer Skalierung überproportional ab. Bei einer Anfangsschichtdicke $l_0 = 1,5$ mm bewirkt ein Mehrauftrag der Beschichtung keinen merklichen Sicherheitsgewinn mehr, p_f liegt dann bei Größenordnungen von 10^{-5} 1/a. Diese asymptotische Annäherung ist letztlich auf die Brandleistung der verwendeten HLB zurückzuführen, die bei $l_0 = 2,5$ mm ihr Maximum erreicht. Eine weitere Steigerung könnte zum Abrutschen der Beschichtung führen und p_f würde wieder deutlich ansteigen. Die Grundfläche hat keinen signifikanten Einfluss auf p_f . Dieses ist insofern auch zu erwarten, als die Grundfläche im Wesentlichen nur in die jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit eingeht, da die Auslegung der Ausgangsbreite in Abhängigkeit von der Grundfläche deterministisch erfolgt.

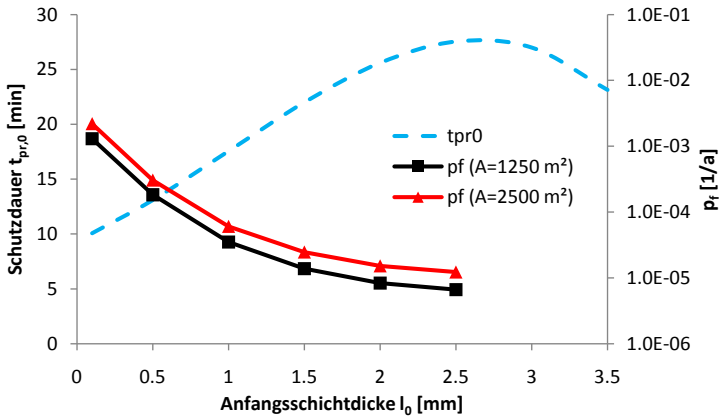


Bild 7.15 Effektive Versagenswahrscheinlichkeit p_f und mittlere Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB in Abhängigkeit von der Anfangsschichtdicke l_0 und der Raumgröße A

Für die Herleitung von Sicherheitselementen ist es erforderlich, das Sicherheitsniveau an einer speziellen Anforderung oder an einem allgemein akzeptierten Risiko zu kalibrieren. Für die Tragfähigkeit der Bauteile konnte dieses relativ einfach anhand der gängigen Bemessungspraxis brandbeanspruchter Bauteile erfolgen. Für die Personensicherheit liegen entsprechend der Angaben in [Ho09] noch keine vollständigen Sicherheitskonzepte vor. In [Fo07] erfolgt eine erste Überprüfung des bauaufsichtlich akzeptierten Sicherheitsniveaus in Versammlungsstätten, indem ein vereinfachter probabilistischer Nachweis der Personensicherheit auf Basis der Brandentwicklungsgeschwindigkeit geführt wird. Die Eintrittswahrscheinlichkeit eines Personen gefährdenden Brandes p_{pg} wird für die beiden Kriterien FED-Wert (engl.: fractional effective dose) und Sichtweite in Abhängigkeit von der Grundfläche des Versammlungsraumes bestimmt. Bei einer

Grundfläche von 1000 m² beträgt $p_{pg} = 10^{-4}$ 1/a für das Kriterium Sichtweite und 10^{-5} 1/a für das Kriterium FED-Wert.

Nach Auffassung des Autors dieser Arbeit sind die Kriterien FED-Wert und Sichtweite für die Personensicherheit höher zu werten als das Kriterium Entzündung der Deckenbekleidung, da hiervon allein noch keine unmittelbare Gefahr für die flüchtenden Personen ausgeht. Dazu müsste sich der Brand während einer weiteren Zeitspanne erst noch deutlich ausweiten. Somit erscheint es angebracht, für die Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f der HLB eine Zehnerpotenz höher zuzulassen als die zitierten Werte p_{pg} nach [Fo07]. Somit sollte das Sicherheitsniveau auf die Spanne $p_f = 10^{-3}$ bis 10^{-4} 1/a kalibriert werden.

Die MVStättV legt für den mittleren Personenstrom $F_s = 1,39$ P/sm zugrunde, sodass die reine Fluchtzeit t_{Flucht} 2 Minuten andauert. Nimmt man für die Zeitspannen des pre-movements entsprechend Gleichung 7.11 die im vorhergehenden Abschnitt genannten Zeiten ebenfalls als Mittelwerte an, so ergibt sich für die „Standard-Versammlungsstätte“ eine mittlere Räumungszeit $t_{\text{Räumung}}$ von 6 Minuten. Dieser Wert sei im Folgenden auch als Bemessungswert $t_{\text{Räumung,d}}$ definiert. Der charakteristische Wert der Schutzdauer $t_{\text{pr,0,k}}$ der HLB wird wie bei den Tragfähigkeitsnachweisen der vorhergehenden Abschnitte als Mittelwert angesetzt. Der Bemessungswert der Schutzdauer $t_{\text{pr,0,d}}$ der HLB ergibt sich nun gemäß Gleichung (7.17):

$$t_{\text{pr,0,d}} = \frac{t_{\text{pr,0,k}}}{\gamma_{\text{PS,HLB}}} \quad (7.17)$$

Weiterhin gilt das bekannte Nachweisformat:

$$\frac{t_{\text{Räumung,d}}}{t_{\text{pr,0,d}}} \leq 1 \quad (7.18)$$

Die Werte für den Sicherheitsbeiwert $\gamma_{\text{PS,HLB}}$ werden für den Fall der standardisierten Versammlungsstätte und $t_{\text{Räumung,d}} = 6$ Minuten in Abhängigkeit von der jeweils akzeptierten Versagenswahrscheinlichkeit p_f in Bild 7.16 dargestellt. Unter der bereits begründeten Annahme, dass p_f in einem Intervall von 10^{-3} bis 10^{-4} 1/a liegen sollte, ergeben sich Werte für $\gamma_{\text{PS,HLB}}$ im Bereich von 2,0 bis 2,5. Damit wird ein Beschichtungssystem mit mittleren Brandleistungen von 12 bis 15 Minuten erforderlich. Dieses lässt sich entsprechend der eigenen Versuchserfahrung mit transparenten Systemen erreichen [INO09].

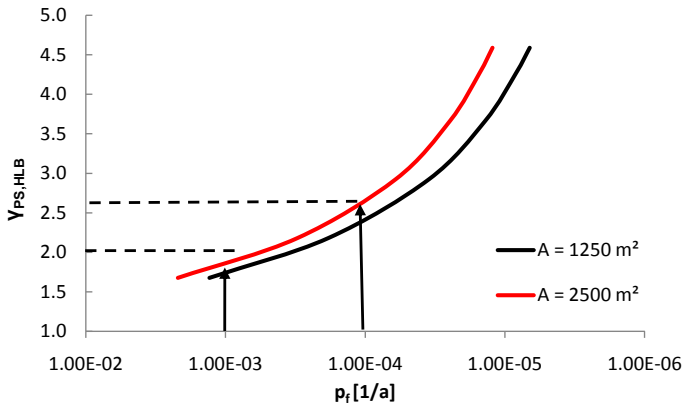


Bild 7.16 Sicherheitsbeiwert $\gamma_{PS,HLB}$ für die Schutzdauer $t_{pr,0}$ der HLB in Abhängigkeit von der erforderlichen Versagenswahrscheinlichkeit p_f bei verschiedenen Raumgrößen unter der Voraussetzung des Bemessungswertes der Räumungszeit $t_{Räumung,d} = 6 \text{ min}$

8 BRANDSCHUTZGERECHTES KONSTRUIEREN

Die Anwendung der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung erfordert eine Reihe besonderer Kenntnisse, um sowohl den Belangen der Gebrauchstauglichkeit als auch den Schutzziele des baulichen Brandschutzes gerecht zu werden. Diese Spezialkenntnisse umfassen die Konzeption des Gesamttragwerks, die Ausbildung von Details und auch die Applikation der Beschichtung im Werk oder auf der Baustelle.

Die Applikationstechniken werden in dieser Arbeit als bekannt vorausgesetzt und sind vom Hersteller des Produkts im Rahmen des Verfahrens zur Erlangung einer bauaufsichtlichen Zulassung zu definieren. In den folgenden Abschnitten sollen vielmehr die konstruktiven Besonderheiten beschrieben werden, die bei der Planung eines entsprechenden Bauwerks zwingend zu berücksichtigen sind.

Dieses Kapitel resultiert aus den in Kapitel 3 zusammengefassten Versuchserfahrungen des Projektes [INO09] sowie aus den Argumentationen des Kapitels 4. In Verbindung mit dem Bemessungskonzept für Tragfähigkeit und Entzündungsschutz der Kapitel 5, 6 und 7 werden nunmehr auch einige praktische Fragestellungen gelöst und Konstruktionsvorschläge erarbeitet.

8.1 Flächenbauteile

Bei den flächigen, massiven Holzbauteilen wird zukünftig der Entzündungsschutz der wesentliche Grund für die Anwendung der HLB sein, denn die Feuerwiderstandsdauer als reines Kriterium für den Tragwiderstand kann bei diesen Bauteilen in der Regel ohne Beschichtungsmaßnahmen durch Querschnittsdimensionierung erzielt werden.

In den Folgeabschnitten werden Möglichkeiten dargestellt, konstruktiv einen vollen Entzündungsschutz für alle Bauteilsituationen zu gewährleisten. Innerhalb eines ganzheitlichen Brandschutzkonzeptes ist es ebenfalls möglich, die Entzündung an bestimmten Problempunkten, z. B. Außenecken, planmäßig zuzulassen. Diese Vorgehensweise ist ohne Beeinträchtigung der Schutzziele „Verhinderung der Brandausbreitung“ und „Begrenzung der Brandlast“ möglich, wie in Kapitel 4 deutlich wurde. Dagegen ist von den Konstruktionshinweisen zur Vermeidung von Hohlräumbränden grundsätzlich Gebrauch zu machen.

8.1.1 Problempunkt Außenecken

Aus physikalischen Gründen erfolgt die Entzündung an Außenecken deutlich eher als auf der Fläche oder an Innenecken. Zur Verhinderung der verfrühten Entzündung sind entsprechende Zusatzmaßnahmen erforderlich. Der Schutz kann beispielsweise durch eingelassene GKF-Platten in ausreichender Dimensionierung erfolgen (Bild 8.1). Aus optischen Gründen und zur Optimierung der Brandschutzwirkung der HLB an der angrenzenden Holzoberfläche könnte die GKF-Platte mit einer beschichteten Furnierschicht überdeckt werden. Die brandschutztechnischen Schutzziele für die tragende Konstruktion werden vollständig erreicht, da die Brandlast der Furnierschicht nicht ins Gewicht fällt.

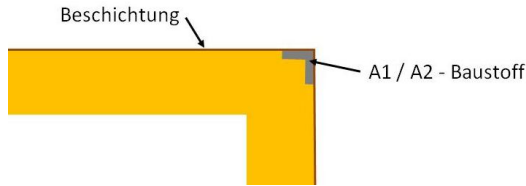


Bild 8.1 Lösung des Problempunktes Außenecke mit einer beschichteten Eckbekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen

8.1.2 Innenecke mit verschiedenen Baustoffen

Einer besonderen Betrachtung bedarf der Anschluss beschichteter Bauteile an unbeschichtete, z. B. Mauerwerk oder Holztafelwände mit gipsgebundener Beplankung an Brettsperrholzdecken. Ohne zusätzliche Maßnahmen würde sich im Eckbereich nur eine unzureichende Schutzschicht aufbauen, sodass es zu einer verfrühten Entzündung des Holzes käme. Am nicht-hölzernen Bauteil müssen daher beschichtete Leisten oder Blenden angebracht werden, damit eine zusätzliche Isolationsschicht aus der horizontalen Expansionsrichtung die Lücke verschließt (Bild 8.2).

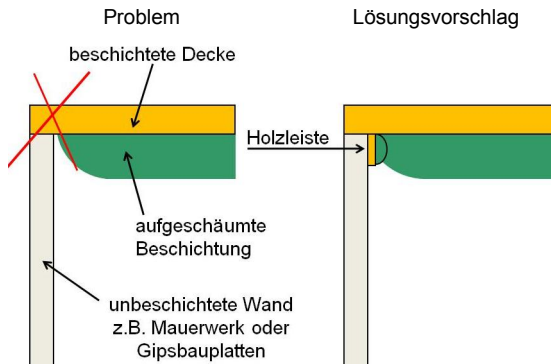


Bild 8.2 Anschluss beschichteter Bauteile an unbeschichtete; Holzleiste mit HLB vor mineralischer Wand

Für den Fall, dass die verfrühten Entzündung des Eckbereiches in Kauf genommen wird (ganzeheitliches Brandschutzkonzept), sind dennoch konstruktive Maßnahmen zur Vermeidung eines Hohlraumbrandes erforderlich. Bei Holztafelkonstruktionen können dieses Verblockungen am Auflager sein. Alternativ wird die Beplankung entsprechend dem zu erwartenden verfrühten Abbrand aufgedoppelt. Letztere Maßnahme ist auch bei massiven Holzkonstruktionen eine Möglichkeit zur Sicherung der Schubtragfähigkeit am Auflager (Bild 8.3).

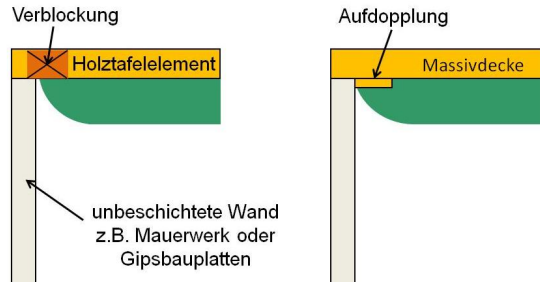


Bild 8.3 Anschluss beschichteter Bauteile an unbeschichtete; Möglichkeiten zur Sicherung der Tragfähigkeit und Verhinderung eines Hohlraumbrandes bei Zulassung der verfrühten Entzündung im Eckbereich; links: Holztafelelement; rechts: massive Holzdecke

8.1.3 Rauchdichtigkeit

Anschlüsse angrenzender Bauteile müssen so ausgeführt werden, dass eine Weiterleitung von Rauch und Feuer in die Bauteile und in andere Räume hinein behindert wird. In einem Brandversuch konnte nachgewiesen werden, dass aneinandergrenzende Bauteile praktisch rauchdicht sind, wenn beide Bauteile beschichtet sind. Dieses gilt jedoch nur für die Dauer des funktionierenden Schutzschaumes. Es wäre prinzipiell auch möglich, mit der Beschichtung ein REI 60 K 30 Bauteil zu konstruieren. Hier könnte die Beschichtung die Dichtigkeit des Anschlusses nur für 30 Minuten gewährleisten, obwohl 60 Minuten erforderlich sind. In diesem Fall muss der Anschluss also durch konstruktive Maßnahmen wie zum Beispiel komprimierte Dichtstreifen ertüchtigt werden. In der Muster-Holzbaurichtlinie werden Grundprinzipien für die Konzeption dichter Anschlüsse gegeben, die jedoch nur teilweise auf beschichtete Konstruktionen übertragen werden können, da sie auf die speziellen Möglichkeiten der Konstruktion mit zweilagigen Beplankungen zugeschnitten sind. Sinnvoll ist die Anwendung der Detailkonstruktionen des massiven Holzbaus, bei dem der Raumabschluss ohne zusätzliche Brandschutzsysteme gewährleistet wird. Als einführende Literaturquellen sei hier auf [HK08] und [Pe99] verwiesen.

8.1.4 Türanschlüsse

Im Bereich der Türanschlüsse können die brandschutztechnischen Schutzziele mit einer Blockzarge einfach realisiert werden (Bild 8.4). Der gefürchtete Hohlraumbrand kann nicht eintreten, wenn eine entsprechende Verblockung innerhalb der Wand und hinter der Zarge so stark ausgeführt wird, dass bis zum Löscheinsatz der Feuerwehr die Abbrandgrenze nicht zu weit in den Querschnitt vorgedrungen ist. Um eine verfrühte Entzündung im Anschlussbereich der Tür vollends zu verhindern (voller Entzündungsschutz), muss diese mit beschichteten Einfassleisten versehen werden.

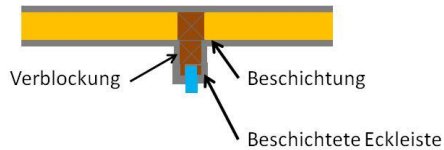


Bild 8.4 Anschluss einer Blockzarge

8.1.5 Konsollasten

Die HLB kann nur dann intumeszieren, wenn genügend Expansionsraum vorhanden ist. Sofern größere Konsollasten, beispielsweise Wandschränke, an der Oberfläche montiert werden, ist die HLB wirkungslos. In einem Brandversuch wurde überprüft, wie sich kleinere Konsollasten mit einer Grundfläche von 10/10 cm² auf die Brandschutzleistung auswirken. Dabei stellte sich heraus, dass sich der Brand in der Trägerplatte nicht über die Fläche der montierten Metallplatten hinaus ausbreitet, vgl. Abschnitt 3.5.2.3. In logischer Konsequenz bedeutet dieses, dass für kleinere Konsollasten die Regeln der Muster-Holzbaurichtlinie für die dort behandelten Elektrodozen anwendbar sind. Der Anbringung solcher Konsollasten muss damit jedoch eine Planungsleistung vorausgehen, damit die Mindestabstände zu Ständern und die Regeln für gegenüberliegende Schwächungen eingehalten werden. Nachträglich ist die Montage nur dann ohne großen Aufwand möglich, wenn die Positionen der Ständer bekannt sind.

Bei der Anbringung von Decken- und/ Wandlampen sind diese entweder in geeigneten Kästen aus nichtbrennbaren Baustoffen unterzubringen oder sie werden bei der Montage mit geeigneten Plattenmaterialien hinterlegt. Im Rahmen des Zulassungsverfahrens sollten entsprechende Versuche im Kleinbrandofen durchgeführt und die entsprechenden Detailzeichnungen im Zulassungstext veröffentlicht werden.

8.2 Installationen

8.2.1 Elektrische Leitungen innerhalb der Bauteile

Da die HLB die Funktion der brandschutztechnischen Bekleidung vollständig übernimmt, können die Regeln der Muster-Holzbaurichtlinie für einzelne elektrische Leitungen und Kabelbündel vollumfänglich übernommen werden.

8.2.2 Vorwandebene

Bei der Planung von Bauwerken mit HLB ist grundsätzlich zu bedenken, dass diese für die Entfaltung der Isolationswirkung Expansionsraum benötigt. Der Planer ist demnach gehalten, genau zu überprüfen, ob der erforderliche Expansionsraum planmäßig eingeeengt wird. Auch Rohre oder Kabeltrassen sind ausreichend von der HLB abzurücken (Bild 8.5).

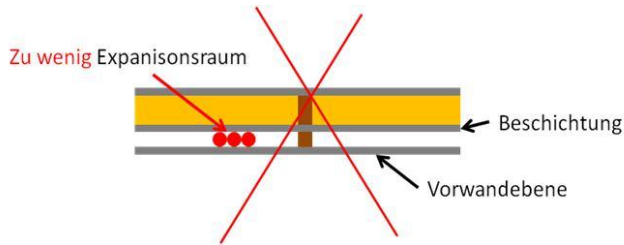


Bild 8.5 Problematik des Expansionsraumes bei eng angeordneten Vorwandebenen

Die einfachste Lösung der Problematik Vorwandebene ist in der Praxis sicherlich die Konzentration der Leitungsanlagen auf einen engen Bereich (Kanal, Schacht) und die Realisierung des Brandschutzes entsprechend Bild 8 der Muster-Holzbaurichtlinie. Dieses bedeutet, dass eine herkömmliche Brandschutzbekleidung mit der erforderlichen Leistungsfähigkeit eingebaut wird. Eine weitere Möglichkeit wäre die Anordnung der Vorwandebene und der eingebauten Leitungen in der Weise, dass ausreichend Expansionsraum für die Beschichtung entsteht. Dieses hat jedoch einen Totraum von mindestens 10 cm zur Folge und erscheint somit als rein akademische Lösung.

8.2.3 Rohrdurchführungen

Die Muster-Leitungsanlagenrichtlinie (MLAR) erlaubt vereinfachend, einzelne Rohrleitungen ohne besondere Schottungsmaßnahmen durch mineralisch aufgebaute Bauteile hindurchzuführen, sofern die randnahen Hohlräume in geeigneter Weise verschlossen werden, z. B. mit Mörtel oder Mineralwolle.

In einem Brandversuch wurde untersucht, wie sich Stahlrohre auf die Brandschutzleistung der HLB auswirken, wenn diese a) durch die Wand direkt hindurch geführt werden, oder b) die Bepankung im Bereich der Durchführung mit GKF-Platten hinterlegt wird.

Als Ergebnis stellte sich heraus, dass die Brandeinwirkung mit der von Hohlwanddosen vergleichbar ist, für die es Regeln in der Muster-Holzbaurichtlinie gibt. Bei Dämmungsdicken (nichtbrennbar) von mindestens 100 mm ist die Entzündung der brandabgewandten Seite nicht zu erwarten, sofern die Branddauer 30 Minuten nicht übersteigt. Es liegt somit nahe, die Vereinfachung der MLAR für einzelne Rohre auch auf beschichtete Bauteile zu übertragen und die Abstandsregeln für Hohlwanddosen entsprechend Muster-Holzbaurichtlinie mit einzubeziehen. Entsprechende Brandversuche sollten im Kleinbrandofen nach DIN 4102-8 im Rahmen des Zulassungsverfahrens zur Verifikation dieser Empfehlung durchgeführt werden.

Sollen mehrere Rohrleitungen im Bündel durch die Bauteile hindurch geführt werden, sind entsprechende Schottsysteme zu entwickeln und auf Basis einer bauaufsichtlichen Zulassung in den Verkehr zu bringen.

8.3 Feuerwiderstandsdauer (R-Kriterium)

8.3.1 Stabförmige Tragglieder

Stabförmige Bauteile werden in den Kapiteln 6 und 7 im Rahmen der Erarbeitung des Bemessungsverfahrens gesondert betrachtet und daher an dieser Stelle nicht umfassend behandelt.

Grundsätzlich ergeben sich an den Verbindungsstellen stabförmiger, beschichteter Tragglieder mit unbeschichteten Bauteilen die gleichen Schwachpunkte wie bei flächigen Bauteilen, weil sich der Schaum im Eckbereich nur unzureichend ausbildet. Sinnvollerweise werden die Auflagerbereiche mit einer Aufdopplung entsprechend Bild 8.3 (rechts) ertüchtigt. Soll eine verfrühte Entzündung an den Auflagern planmäßig zugelassen werden, ist eine entsprechende Bemessung der Querschnitte erforderlich.

8.3.2 Nagelplattenbinder

Nagelplattenbinder sind Fachwerkkonstruktionen, bei denen die Füllstäbe und Verbindungsmittel spannungsmäßig sehr hoch ausgenutzt werden können, was insgesamt zu einer sehr wirtschaftlichen Bauweise führt. Das Einsatzgebiet von Nagelplattenbindern umfasst neben Hallen jeglicher Art nunmehr auch Einkaufszentren und den Wohnungsbau [BK98]. Die Feuerwehren betrachten die Bauweise als sehr kritisch, da es bei Bränden in der Vergangenheit häufig zu plötzlichen Totaleinstürzen der Dachkonstruktion gekommen ist, was ein entsprechendes Gefährdungspotenzial für die Einsatzkräfte offenbart [He07].

Im Rahmen des Projektes [INO09] sollten erste Ansätze gefunden werden, Nagelplattenverbindungen mithilfe der HLB soweit zu ertüchtigen, dass die Feuerwiderstandsklasse R 30 erreicht werden kann. Die ersten durchgeführten Versuche an Zugverbindungen, vgl. Abschnitt 3.5.3, können als Laborversuche gewertet werden, da Systemeffekte, wie sie in vollständigen Binderkonstruktionen auftreten, nicht berücksichtigt wurden. Solche Systemeffekte betreffen bei Fachwerkkonstruktionen insbesondere das Steifigkeitsverhalten der Verbindungen und die damit einhergehende räumliche Stabilisierung.

Trotz der eher geringen Datenlage können erste Aussagen zu Konstruktion und Steifigkeitsverhalten getroffen werden, die in nachfolgenden Forschungsvorhaben Eingang finden sollten.

8.3.2.1 Konstruktion und Beschichtungssystem

Bei der Konstruktion von Nagelplattenbindern müssen sowohl die Nagelplatten selbst als auch die angeschlossenen Pfosten und Riegel beschichtet werden. Inwieweit die Hölzer nur im Bereich der Anschlüsse oder insgesamt zu beschichten sind, hängt davon ab, ob mit der HLB nur die Verbindung oder das gesamte Tragwerk ertüchtigt werden soll. Zwischen Nagelplatte und Holz darf keine HLB appliziert werden, obgleich dieses einen vereinfachten Produktionsprozess bedingen würde. Die HLB baut einen Blähdruck auf, der zu einer unplanmäßigen Zugkomponente in den Nägeln der Verbindung führt. Diese Zugkomponente bedingt eine signifikante Schwä-

chung und presst die Nagelplatte im Extremfall aus dem Holz heraus, wie bei einem Bauteilversuch am iBMB beobachtet werden konnte [Hol09a].

Damit die Nagelplatten „satt“ durch den schützenden Schaum umschlossen werden, sollten diese mit einem Randabstand von mindestens 2 cm zu den Kanten der Binderstäbe angeordnet werden. Ursächlich für die Maßnahme ist die Tatsache, dass die Ecken aus physikalischen Gründen einem höheren Wärmeeintrag unterliegen.

Bei Ecken mit spitzen Winkeln oder T-Knoten steht die Nagelplatte regelmäßig über, vgl. linke Seite von Bild 8.6. Eine deutlich verbesserte Ausführung entsteht mit der zusätzlichen Anordnung von Füllstücken, sodass die Nagelplatten vollflächig auf Holz aufliegen. Diesen Füllstücken ist keine tragende Funktion zuzuordnen, sie sind rein konstruktiv. Der Schaum umschließt den Knoten nun sehr großvolumig und der Wärmeeintrag in die Bleche von der Innenseite wird minimiert.

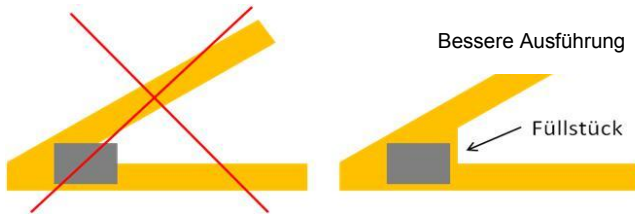


Bild 8.6 Ausführung der Nagelplattenbinder – Hinterlegung überstehender Nagelplatten mit Füllstücken

Während der Versuche zu den Projekten [INO05] und [INO09] zeigte sich eine ausgeprägte Abrutschneigung nach Applikation der reinen HLB auf metallischen Oberflächen, sodass hier entsprechende Grundierungen bzw. Haftvermittler zur Anwendung kommen müssen. Auf den ersten Blick erscheint es nun zielführend, die Nagelplatten nicht mit einer HLB für Holzbauteile, sondern mit einem handelsüblichen Dämmschichtbildner für Stahlbauteile inklusive abgestimmter Grundierung zu beschichten. In der Literatur finden sich Angaben zu Versuchen mit Rillennagelverbindungen in Verbindung mit Stahlblechen, bei denen eine solche Vorgehensweise erfolgreich zur Feuerwiderstandsklasse R 30 führte [Er06].

Im Vergleich zwischen den angeführten Rillennagelverbindungen und den standardisierten Nagelplatten fällt auf, dass die Einschlagtiefe der Rillennägel mit 54 mm deutlich größer als die der Nagelplatten mit 20 mm ist. Somit ist zu vermuten, dass Nagelplatten auf eine Erwärmung der äußeren Holzschichten deutlich empfindlicher reagieren werden als Stahlplatten mit den langen Rillennägeln. In weiterer Konsequenz muss das Beschichtungssystem eine möglichst niedrige Initialtemperatur aufweisen, damit die Verbindungen bzw. äußeren Holzfasern möglichst frühzeitig isoliert werden. Die Initialtemperaturen der Stahlsysteme sind im Vergleich zu den Belangen des Holzbrandschutzes häufig sehr hoch. Bild 8.7 zeigt die Temperaturverläufe bei Verwendung einer HLB auf einem 10 cm dicken Holzelement im Vergleich zu einem Stahldämmschichtbildner auf einer rückwärtig isolierten Stahlplatte. Das Holzsystem entfaltet seine Isolationswirkung bei

120 °C und das Stahlsystem dagegen erst bei 225 °C. Diese Differenz von rund 100 K ist in Anbetracht der Zündtemperatur von Holz bei 270 °C bis 300 °C signifikant.

Bei den beschriebenen Rillennagelverbindungen ist dieser Effekt aufgrund der hohen Einschlagtiefe gegebenenfalls nicht so durchschlagend, als wenn ein Stahlsystem auf Nagelplatten aufgetragen wird. Insbesondere in Hinblick auf das Steifigkeitsverhalten der Nagelplatten im Brandfall, welches im nachfolgenden Abschnitt genauer beschrieben wird, sind ausschließlich solche Stahldämmschichtbildner für Nagelplattenverbindungen brauchbar, die eine ebenso niedrige Initialtemperatur aufweisen wie HLB.

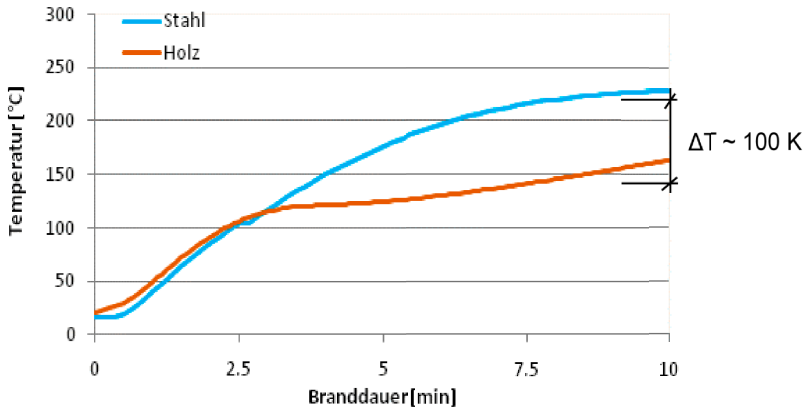


Bild 8.7 Vergleich der Initialtemperaturen: Holzelement mit HLB und rückseitig isolierte Stahlplatte mit Stahldämmschichtbildner NBO aus [NB10]

Die räumliche Aussteifung wird bei Nagelplattenbindern häufig über stählerne Rispenbänder erreicht. Im Brandfall ergeben sich hiermit prinzipiell zwei Problempunkte: das Rispenband an sich und der Anschluss an den Binder. Das Rispenband wird aufgrund der Erwärmung sehr schnell die Spannung verlieren, sodass das Tragwerk labiler wird. Der Schutz der Nagelverbindung im Bereich der Auflager ist konstruktiv sicherlich als problematisch einzuschätzen. Weiterhin kommt es durch die Anordnung der Rispenbänder lokal sehr häufig zu ungeplanten Überbeanspruchungen der Nagelplatten, insbesondere dann, wenn die Rispenbänder über die Nagelplatten hinweg geführt werden [Ro09]. Daher ist es sinnvoll, alternative Aussteifungskonzepte zu entwickeln. *Rottmüller* [Ro09] beschreibt ein Aussteifungskonzept, welches ohne Rispenbänder auskommt. Die räumliche Aussteifung wird ausschließlich durch entsprechend angeordnete Nagelplattenbinder realisiert. Bauteilversuche zur Untersuchung des Brandverhaltens kompletter Dachsysteme sollten deshalb auf entsprechend „neuen“ Aussteifungskonzepten beruhen.

8.3.2.2 Steifigkeitsverhalten

Der Druckgurt von Nagelplattenbindern ist durch Aussteifungskonstruktionen gegen seitliches Ausweichen zu sichern. Die räumliche Lastabtragung hängt dabei von der Steifigkeit der einzel-

nen Bauteile ab [Ke96]. Beispielsweise darf die vereinfachte Formel zur Ermittlung der Seitenlast eines Binders nach DIN 1052:2008 nur dann angewendet werden, wenn die Anforderungen an die maximale Durchbiegung des Aussteifungsverbandes eingehalten werden.

Bei einem idealen Zugstab, wie er im Rahmen dieser Arbeit experimentell untersucht wurde, berechnet sich die Längenänderung mit:

$$\Delta s = \frac{N \cdot s}{E \cdot A} + \sum \frac{N}{C_{Ni}} \quad (8.1)$$

Der Verschiebungsmodul C_{Ni} ist von der Nagelplattenanschlussfläche abhängig und wird in der folgenden Betrachtung vereinfacht als Sekantensteifigkeit angenommen. Genau genommen verläuft die Kraft-Verschiebungskurve bei Nagelplattenverbindungen nicht linear, was mangels temperaturabhängiger Daten jedoch unberücksichtigt bleiben muss, obgleich im Brandfall das Verformungsverhalten noch ausgeprägter nichtlinear sein dürfte als im Gebrauchslastfall.

Bei den Zugversuchen wurde die Verformung über die Branddauer bei konstanter Last gemessen, vgl. Abschnitt 3.5.3. Die Ausnutzung der Nägel lag bei den Versuchen bei 100 bzw. 92 %. In Bild 8.8 wird die bezogene Steifigkeit des Zugstabes über der Temperatur des Bleches der Verbindung und der Branddauer aufgetragen. Bei der Berechnung der Anfangsverschiebung ist als Verschiebungsmodul C_{Ni} der Grundwert nach DIN 1052:1988 für den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit angenommen worden. Bei den Versuchsbeobachtungen wurde deutlich sichtbar, dass das Steifigkeitsverhalten im Wesentlichen nur von der Verbindung beeinflusst wurde. Vereinfachend wird daher der erste Term in Gleichung (8.1), welcher die Längenänderung des Stabes beschreibt, vernachlässigt. Der Verschiebungsmodul im Brandfall $C_{Ni,fi}$ für eine Nagelplatte ergibt sich damit zu:

$$C_{Ni,fi} = \frac{N}{\Delta s_{fi}} \quad (8.2)$$

Die im Bild 8.8 dargestellten Kurven zeigen für beide Versuche einen signifikanten Steifigkeitsverlust in der Verbindung noch vor Erreichen einer Blechtemperatur von 120 °C bzw. einer Branddauer von 4 Minuten. Die bezogenen Steifigkeiten bzw. Verschiebungsmoduln sinken auf Werte unter 20 bzw. 10 %.

Ein solch deutlicher Steifigkeitsverlust war für die Anfangsphase nicht erwartet worden. Um die Ergebnisse auf Plausibilität zu überprüfen, wurden ergänzende Literaturrecherchen unternommen. In [No96] werden Zugversuche an Nagelverbindungen mit Seitenhölzern beschrieben. Die dort beobachteten Steifigkeitsverluste sind ebenfalls sehr deutlich und liegen quantitativ in einem vergleichbaren Rahmen, wengleich ein direkter Vergleich aufgrund der unterschiedlichen Verbindungskonstruktionen und Lastausnutzungsgrade schwierig ist. Zu den bereits im vorigen Abschnitt erläuterten Versuchen mit Rillennägeln in Verbindung mit Stahlblechen [Er06] werden Zeit-Verformungskurven angegeben. Deren Verlauf weist wiederum auf deutliche Steifigkeitsver-

luste gleich zu Beginn der Brandbeanspruchung hin. Die im Bild 8.8 dargestellten Steifigkeitsverläufe sind somit plausibel.

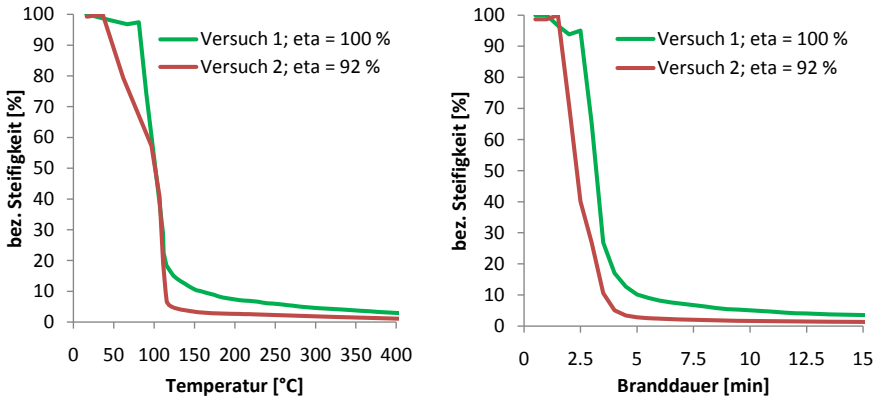


Bild 8.8 Versuche an Nagelplattenverbindungen; links: gleitender Durchschnitt der Nagelplattensteifigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur der Nagelplatte; rechts: Nagelplattensteifigkeit in Abhängigkeit von der Branddauer

Die Beurteilung der Feuerwiderstandsdauer eines Nagelplattenbinders nur auf Basis des Traglastversuchs eines Zugstabes ist nicht ausreichend. Vielmehr muss ein repräsentatives Gesamtsystem untersucht werden, da die Steifigkeiten der Verbindungen einen signifikanten Einfluss auf das räumliche Tragverhalten ausüben. Entsprechend große Systeme mit deutlichen Stabilisierungslasten sind im Brandversuch nur schwer nachzubilden. Somit müssen systematische Untersuchungen an Nagelplattenverbindungen zur Erlangung von Informationen über das temperaturabhängige Last-Verformungsverhalten, und die daraus resultierenden Verschiebungsmoduln, unternommen werden. Dieses wiederum ermöglicht eine realitätsnahe Schnittgrößenermittlung nach Theorie II. Ordnung.

8.4 Fassaden

Die Fassaden von Gebäuden der Gebäudeklasse 4 müssen entsprechend MBO die Brandweiterleitung auf der Gebäudeaußenseite wirksam behindern. Dieses bedeutet, dass sich der Brand sowohl im Hinterlüftungsspalt als auch auf der Außenseite, horizontal wie vertikal, nicht über ein bestimmtes Maß hinaus ausbreiten darf. In DIN 4102-1 wird dieser Ausbreitungsbereich als Primärbrandbereich bezeichnet. Der Primärbrandbereich wird direkt durch die Flammen beaufschlagt. Der Sekundärbrandbereich gerät dagegen nur dann in Brand, wenn die Fassade nicht in der Lage ist, das Schutzziel zu gewährleisten. Der Sekundärbrandbereich beginnt unterhalb des übernächsten Fensterbrettes. Umfangreiche Brandversuche haben gezeigt, dass das nächst höhere Fenster bereits durch die Flammen des Brandraumes erreicht werden kann [BRBS76]. Eine weitere Anforderung an die Konstruktion besteht darin, dass keine größeren Be-

standteile der Fassade hinunterfallen dürfen, die im darunterliegenden Straßenraum laufende Menschen gefährden würden. Es existieren derzeit noch keine europäische und nationale Angaben in Normen, für welche Dauer keine größeren Bestandteile herabfallen dürfen. Zum Schutz flüchtender Personen sind 20 Minuten nach dem Beginn des Vollbrandes sicherlich ein solider Ansatz und wurden beim eigenen Fassaden-Großbrandversuch [INO09] als Schutzziel definiert.

In [SM06] werden ausführliche Planungsgrundlagen beschrieben, um Fassaden aus Holzwerkstoffen für die im Baurecht definierten Schutzziele zu ertüchtigen. Wesentliche Bestandteile des vorgestellten Konzeptes sind vertikale und horizontale Bleche oder Bretter, die die Fassade gliedern und den Hinterlüftungsspalt dauerhaft unterbrechen, damit aber auch die Hinterlüftung behindern. Mit dem Fassaden-Großbrandversuch, vgl. Abschnitt 3.5.2, wurde die Möglichkeit aufgezeigt, eine Fassade ohne jegliche Art von Brandsperren aufzubauen, sofern eine ausreichend leistungsfähige HLB auf den Fassadenplatten aufgetragen worden ist. Es ist möglich, die Brandausbreitung sowohl in dem Hinterlüftungsspalt als auch vor der Fassadenfläche ausreichend zu behindern. Damit das Verschließen des Hinterlüftungsspalts möglichst schlagartig vonstatten gehen kann, sollten Spaltbreiten von mehr als 4 cm nicht gewählt werden.

Es ist möglich, die Fassadenplatten mit einem metallischen Schienensystem an der Fassade zu befestigen. Aufgrund der noch kurzen Renovierungsintervalle des HLB-Systems ist dieses auch unbedingt sinnvoll. Die Bemessung für die Gebrauchslastfälle erfolgt entsprechend DIN 1052:2008 und den weiteren einschlägigen Normenwerken. Besonders zu berücksichtigen sind Bereiche oberhalb der Fensteröffnungen. Hier sollte davon ausgegangen werden, dass ein Streifen von 40 cm oberhalb des Sturzes nicht zur Tragfähigkeit beiträgt, weil hier trotz Beschichtung naturgemäß relativ hohe Temperaturen auftreten können. Der Nachweis der ausreichenden Tragfähigkeit im Brandfall kann momentan noch ausschließlich im Brandversuch geführt werden.

8.5 Vorbehandlung der Oberflächen

Grundsätzlich ist in der bauaufsichtlichen Zulassung zu regeln, wie die Oberflächen für die Beschichtung vorzubehandeln sind.

Prinzipiell gilt, dass mit der Oberflächengüte des Substrates auch die Güte der Beschichtung besser wird. Ideal wäre natürlich, sämtliche Oberflächen zu schleifen. Dieses ist für viele Anwendungen völlig unwirtschaftlich, sodass man mit dem Aushobeln der Hölzer auskommen muss. Kanten sind grundsätzlich durch Fasen zu brechen, besser wäre jedoch, die Kanten zu runden. Sägeraue Oberflächen sind zu vermeiden. Bei Nagelplattenbindern ist dieses jedoch häufig die Oberflächengüte erster Wahl. Im Zulassungsversuch darf folglich nicht mit einer gehobelten Oberfläche geprüft werden, wenn auch sägeraue Oberflächen zugelassen werden sollen.

Lose Äste sind grundsätzlich auszuleimen, egal ob es sich um konstruktive oder tragfähige Bauteile handelt. Das Holz darf ebenfalls nicht rissig sein. Hölzer erster Wahl sind Konstruktionsvollhölzer (KVH), die über die Anforderungen der DIN 4074-1 hinausgehen oder Brettschicht-hölzer (BSH).

9 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

9.1 Zusammenfassung

Ausgangslage für diese Arbeit war die Entwicklung einer Hochleistungsbrandschutzbeschichtung (HLB), die Holz für einen Zeitraum von über 30 Minuten vor der Entzündung schützen kann. Ziel war es, die Grundlagen für die Bemessung und Konstruktion beschichteter Holzbauteile zu legen. Beschichtungssysteme mit derart hohen Brandleistungen sind für den konstruktiven Holzbrandschutz ein absolutes Novum, sodass viele Fragen bezüglich der Umsetzbarkeit in den Bauwerken gar nicht erst bekannt waren.

In Kapitel 2 wurde die Ausgangslage für die Bemessung und Konstruktion brandbeanspruchter Holzbauteile beschrieben. Dabei ergab sich insbesondere der experimentelle Forschungsbedarf bezüglich des Entzündungsverhaltens von Holz unter Glutbrandbedingungen, da in der Literatur in der Regel Versuchsrandbedingungen beschrieben werden, die der Beschichtungsbauweise nicht entsprechen.

Das Brandverhalten beschichteter Bauteile wurde in Kapitel 3 anhand der durchgeführten Brandversuche dargelegt. Die Versuchsergebnisse wurden zur Ableitung von Konstruktionsregeln benötigt. Ferner dienten sie der Absicherung der Ingenieurmodelle, die im weiteren Verlauf der Arbeit entwickelt wurden.

In Kapitel 4 wurde nachgewiesen, dass die HLB die bisher eingesetzte brandschutztechnisch wirksame Bekleidung unter Einhaltung des allgemein akzeptierten Sicherheitsniveaus ersetzen kann. Die Schutzzielbetrachtung erfolgte in diesem Kapitel zwar quantitativ, jedoch noch ohne probabilistische Modelle. Die Einhaltung der Schutzziele gelingt, obwohl die HLB im Gegensatz zu den Bekleidungen ein brennbarer Stoff ist. Die Prüfkriterien der DIN EN 13501-2 in Verbindung mit DIN EN 14135 für den Entzündungsschutz wurden erweitert, um dem Entzündungsverhalten von Holz bei kurzen Schutzdauern gerecht zu werden.

Für die Entwicklung eines Bemessungsmodells waren Parameterstudien erforderlich, die Temperaturfelder innerhalb der brandbeanspruchten Querschnitte lieferten. Für die entsprechenden Simulationsrechnungen werden ingenieurgemäße Modelle zur Beschreibung der thermischen Materialeigenschaften der Baustoffe benötigt. In Kapitel 5 wurden die Grundlagen der thermischen Analyse gelegt und die Größen Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte möglichst physikalisch korrekt angenähert. Dazu wurden sowohl Laborversuche durchgeführt als auch rechnerische Werkzeuge verwendet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde am iBBM die TPS-Methode eingeführt, ein instationäres Verfahren zur simultanen Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit und der volumetrischen Wärmekapazität. Dieses Verfahren allein ist jedoch zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte dämmschichtbildender Beschichtungen nicht ausreichend, da die Intumeszenz einigen Maßstabeffekten unterliegt, sodass zusätzlich die Rückrechnung größerer Brandversuche durchgeführt wurde. Die Erkenntnisse des Kapitels 5

dienen somit nicht nur der Durchführung thermischer Analysen, sondern geben wertvolle Hinweise für die Überprüfung der effektiven Brandleistung neuer Laborformulierungen.

Das deterministische Bemessungsmodell wurde in Kapitel 6, in Anlehnung an das Verfahren mit ideellem Restquerschnitt entsprechend DIN 4102-22 bzw. Eurocode 1995-1-2, entwickelt. Dabei konnte gezeigt werden, dass das bisher genormte Verfahren aufgrund seiner starken Vereinfachungen für beschichtete stabförmige Bauteile mit geringer Massigkeit zu ungenau ist. In den Parameterstudien wurden Bemessungsprinzipien für den Entzündungsschutz und die Bauteiltragfähigkeit erarbeitet. Besonders hervorzuheben sind dabei die Modelle zur Beschreibung des Abbrandes nach Verlust des Entzündungsschutzes in Abhängigkeit von der Schutzdauer der HLB im eindimensionalen Fall und dem U/A-Wert des Querschnitts. Ergänzend wurden Modelle zur Beschreibung der ideellen Abbrandtiefe d_0 abgeleitet. Im Gegensatz zu den Normverfahren handelt es sich bei beschichteten Bauteilen nicht mehr um einen konstanten Wert, um die jeweiligen Randbedingungen möglichst exakt zu erfassen. Anhand der durchgeführten Anwendungsrechnungen konnte gezeigt werden, dass die HLB bei 30-minütiger Brandbeanspruchung eine enorme Steigerung der Traglasten von Balken und Stützen bewirken kann. Sehr schlanke Stützen im Bestand, die allein die Feuerwiderstandsdauer R 30 nicht erreichen können, lassen sich mit transparenten Systemen, die selbst für eine Schutzdauer von deutlich unter 30 Minuten ausgelegt werden, ertüchtigen. Da nach dem Verlust der Schutzwirkung ein erhöhter Abbrand einsetzt, geht der Tragfähigkeitsgewinn schnell wieder zurück, sodass für Bauteile der Feuerwiderstandsdauer R 60 die Anwendung der HLB nicht immer zielführend ist, zumal nach aktuellem Stand der Forschung Schutzdauern von weit mehr als 30 Minuten nicht zu erwarten sind.

In Kapitel 7 wurde ein Sicherheitskonzept für die Tragfähigkeit und den Entzündungsschutz erarbeitet, da das deterministische Bemessungskonzept allein noch keine Auskunft über das Sicherheitsniveau eines Bauwerks geben kann. Die Rechnungen erfolgten hauptsächlich mit probabilistischen Methoden der Stufe II – den FORM- und SORM-Algorithmen. Zur Überprüfung wurden zusätzlich Monte-Carlo-Simulationen durchgeführt. Die stochastischen Modelle der Basisvariablen konnten teilweise direkt der Literatur entnommen werden oder stammten aus ausgewerteten Versuchsprotokollen. Das Sicherheitsniveau der beschichteten Bauteile wurde am allgemein akzeptierten Sicherheitsniveau der gängigen Bemessungs- und Versuchspraxis kalibriert. Am Beispiel einer Versammlungsstätte wurde die Quantifizierung des Entzündungsschutzes innerhalb leistungsorientierter Brandschutzkonzepte gezeigt.

Die Konstruktionshinweise in Kapitel 8 beruhen in erster Linie auf den Versuchsergebnissen des Kapitels 3 und zeigen deutlich, dass sich die Planung beschichteter Bauteile teilweise von der Planung bekleideter Bauteile unterscheidet. Die Ansprüche an die Qualitätsüberwachung sind bei beschichteten Bauteilen deutlich höher. Beschichtete Nagelplattenkonstruktionen erleiden trotz HLB einen sehr frühen Steifigkeitsverlust, sodass entsprechende Bauteilprüfungen nur an kompletten Systemen erfolgen können.

Die Ergebnisse dieser Arbeit ermöglichen die Bemessung und Konstruktion beschichteter Bauteile unter Einhaltung des allgemein akzeptierten Sicherheitsniveaus. Die probabilistischen Betrachtungen hierzu sind insofern gänzlich neuartig, als im Stahlbau, wo Dämmschichtbildner seit Jahrzehnten eingesetzt werden, entsprechende Bemessungsmodelle noch nicht vorangetrieben wurden.

9.2 Ausblick

Die HLB ermöglicht, den Baustoff Holz noch attraktiver werden zu lassen, da mithilfe transparenter Systeme sowohl ästhetisch anspruchsvolle als auch brandsichere Konstruktionen errichtet werden können. Nunmehr liegen alle erforderlichen Informationen vor, um die HLB dem Zulassungsprozess zuzuführen. Die in dem Rahmen durchzuführenden zahlreichen Brandversuche sollten dazu genutzt werden, das deterministische Bemessungsmodell weiter zu verifizieren und ggf. dort zuzuschärfen, wo in dieser Arbeit noch eher konservative Annahmen getroffen werden mussten. Ein Beispiel für konservative Annahmen sind die temperaturabhängigen, mechanischen Eigenschaften des Holzes. In der Literatur werden teilweise stark unterschiedliche Werte angegeben, sodass die Erforschung des temperatur- und zeitabhängigen Materialverhaltens noch nicht als abgeschlossen angesehen werden kann.

Es wurde gezeigt, dass der Entzündungsschutz im Rahmen leistungsorientierter Brandschutzkonzepte zur Erreichung verschiedener Schutzziele ausgenutzt werden kann. Die leistungsorientierten Methoden definieren die Brandeinwirkung häufig nicht nach der ETK, sondern bestimmen auf das Bauwerk zugeschnittene Brandszenarien mit entsprechenden Naturbrandverläufen. Die Forschungen zur HLB basieren bisher ausschließlich auf der normierten ETK. Um das Naturbrandkonzept auf beschichtete Konstruktionen anwenden zu können, bedarf es sowohl der Erforschung der thermischen Materialeigenschaften der Beschichtung als auch der korrekten Beschreibung des Brandverhaltens des Holzes. Für Letzteres liegen bereits einige Forschungsergebnisse vor, sodass der Fokus auf die Beschichtung zu legen sein wird.

Ein Aspekt weiterer Forschung wird die Verbesserung der Gebrauchstauglichkeit sein. Die Anwendung der HLB für schwerentflammbare Holzfassaden erscheint sehr vielversprechend. Jedoch sind derzeit noch relativ kurze Renovierungsintervalle erforderlich.

Die Methoden dieser Arbeit können teilweise auch auf Stahlbauteile und entsprechende Dämmschichtbildner übertragen werden. Die Eurocodes erlauben es dem planenden Ingenieur deutlich umfangreicher als früher, die Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen rechnerisch nachzuweisen. Für Stahldämmschichtbildner sind in der Literatur jedoch nur wenige Angaben zu den thermischen Materialkennwerten vorhanden, sodass noch entsprechender Forschungsbedarf besteht.

Nunmehr ist es an der Zeit, die in der Forschung gewonnenen Kenntnisse auszunutzen, und praktische Erfahrungen in der Anwendung der Hochleistungsbrandschutzbeschichtung zu gewinnen.

LITERATUR

Fachbücher, Aufsätze, Zeitschriftenartikel

- [ALM09] Asaro, J.R.; Lattimer, B.; Mealy, C.; Steele, G.: Thermo-physical performance of a fire protective coating for naval ship structures. Composites: Part A 40, 21009
- [ASM10] Albrecht, C.; Siemon, M. & Hosser: Application of sensitivity analysis to specific problems in Fire Protection Engineering to identify the most critical parameters and to reduce dimensionality. In: Proceedings of the 8th International Probabilistic Workshop in Szczecin, D. Gucma, L.; Proske, D. & van Gelder, P. (ed.), 2010
- [Ba01] Babrauskas, V.: Ignition of Wood – A review of the State of the Art. Seiten 71-88 in Interflam 2001; Interscience Communications Ltd; London 2001
- [Ba03] Babrauskas, V.: Ignition Handbook. Distributed in Europe: Interscience Communications Ltd, London 2003
- [Be91] Becker, W.: The role of Intumescent for Construction Products with improved Fire Safety. Fire and Materials, Vol. 15, 1991
- [BH97] Becker, K.; Hosser, D.; u. a.: Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz mehrgeschossiger Gebäude in Holzbauweise; Stufe 1: Theoretische Grundlagenuntersuchungen.DGfH-Forschungsvorhaben; 1997
- [BJD06] Bourbigot, S.; Jimenez, M.; Duquesne, S.: Modeling Heat Barrier Efficiency of Flame Retarded Materials. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Users Conference, Paris, 2006
- [BK98] Blaß, H.-J.; Kurzweil, L.: Nagelplattenverbindungen; Tragfähigkeit unter Momentenbelastung, Teil 1: Nageltragfähigkeit. Bauen mit Holz, Juni 98
- [BI03] Blume, G.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten. Dissertation TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2003
- [BI87] Blaß, J.: Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen. Dissertation an der Universität Karlsruhe (TH), 1987
- [Bo06] Bobacz, D.: Behavior of Wood in Case of Fire: Proposal for a stochastic Dimensioning of Structural Elements. Doctoral Thesis an der Universität für Bodenkultur Wien, Juni 2006
- [BP07] Bentz, P.; Prasad, R.: Thermal Performance of Fire Resistive Materials; NISTIR 7401. National Institut of Standard and Technology; February 2007

- [BRBS76] Bundesministerium für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau: Brandversuche Lehrte. Schrift-Nr. 04.037; 1976
- [BS07] Bartholmai, M.; Schartel, B.: Assessing the performance of intumescent coatings using bench-scaled cone calorimeter and finite difference simulations. *Fire and Materials* 31: 187-205, 2007
- [Ch05] Christen, D. S.: *Praxiswissen der chemischen Verfahrenstechnik*. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 2005
- [CF09] Cachim, P. B.; Fransen, J.-M.: Comparison between the charring rate model and the conductive model of Eurocode 5. *Fire and Materials* 33:129-143, 2009
- [DB01] Di Blasi, C.; Branca, C.: Mathematical Model for the Nonsteady Decomposition of Intumescent Coatings. *AIChE Journal*, Vol. 47, October 2001
- [De03] Dehne, M.: *Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung*. Dissertation an der TU Braunschweig, 2003
- [De80] Deppe, H.J.: Zur Herstellung nichtbrennbarer Holzspanwerkstoffe (Baustoffklasse A2 DIN 4102). *Bauen mit Holz*, Heft 12, 1980
- [DGfH09] Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. (Hrsg.): *Holz Brandschutz Handbuch*. 3. Auflage; Ernst & Sohn, 2009
- [DHS88] Deogon, M.; Hall, R.; Socrates, G.: A simple theoretical model for intumescent paints. *Construction & Building Materials*, Vol. 2, June 1988
- [DK09] Dehne, M.; Klinzmann, C.: Berücksichtigung anlagentechnischer und abwehrender Maßnahmen bei Brandschutznachweisen mit Ingenieurmethoden. In: Hosser, D. (Hrsg.) *Braunschweiger Brandschutz-Tage '09, Tagungsband*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 208, Braunschweig 2009
- [DLP09] Delichatsios, M.A.; Lee, Y.-P.; Tofilo, P.: A new correlation for gas temperature inside a burning enclosure. *Fire Safety Journal*, Vol. 44, 2009
- [Er06] Erchinger et al: *Versuche an mehrschnittigen Stahl-Holz-Stab-dübelverbindungen und Rillennagelverbindungen bei Raumtemperatur und Normbrandbedingungen*. Institut für Baustatik und Konstruktion, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich; Zürich 2006
- [FF05] Frangi, A.; Fontana, M.: Bemessung von Holzdecken aus Hohlkastenelementen im Brandfall. *Bauphysik* 27: 217-227, 2005

- [Fo00] Fornather, J.; Bergmeister, K.; Wegener, G.: Investigations on the Combustion Behaviour of glued laminated Wood and solid Wood with Consideration of different Fire Scenarios. I: Osvald, A. (Hrsg.): The proceedings of Wood & Fire Safety 2000 (part one)
- [Fo07] Forell, B.: Niveau der Personensicherheit von Versammlungsstätten – Nachweis nach vfdb-Leitfaden. In Tagungsband der 56. Jahresfachtagung der vfdb, Leipzig, 20.-23. Mai 2007, Seite 294–317. vfdb - Verein zur Förderung des deutschen Branschutzes e.V., Mai 2007.
- [Fo03] Fornather, J.H.: Brandverhalten von Holz unter besonderer Berücksichtigung stiftförmiger Verbindungsmittel - experimentelle und numerische Untersuchungen. Dissertation am Institut für Konstruktiven Ingenieurbau der Universität für Bodenkultur, Wien 2003
- [Fr01] Frangi, A.: Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken. Dissertation an der ETH Zürich, September 2001
- [FW84] Wood: Chemistry, Ultrastructure, Reactions. Berlin; New York: Walter de Gruyter; 1984
- [Ge08] Geburtig, G.: Brandschutz bei der Sanierung und bei der denkmalpflegerischen Behandlung von Gebäuden mit hölzernen Trag- und Ausbaukonstruktionen. Dissertation an der Fakultät Architektur der Bauhaus-Universität Weimar, Juni 2008
- [GH90] Gos, P.; Henrici, D.: Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen. Abschlussbericht 87505; Institut für Holzforschung der Universität München, 1990
- [GI08] Gos, P.: Holz – Potenziale des nachhaltigen Baustoffes. Informationsdienst Holz, 2008
- [GI78] Gos, P.: Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. Dissertation an der Technischen Universität München, München 1978
- [GI81] Gos, P.: Zur Modellierung des Festigkeitsverhaltens von Bauholz bei Druck- Zug- und Biegebeanspruchung. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, SFB 96, Heft 61/1981
- [GM98] Groth, C.; Müller, G.: FEM für Praktiker – Temperaturfelder: Basiswissen und Arbeitsbeispiele zur Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm Ansys 5.3. 2. Auflage, Expert Verlag, 1998
- [Gr01] Grünberg, J.: Sicherheitskonzept und Einwirkungen nach DIN 1055-100 (neu). In: Avak, R.; Goris, A.: Stahlbeton Aktuell, Jahrbuch für die Baupraxis; Beuth Verlag, Werner Verlag, 2001

- [Gr09] Griffin, G.J.: The Modeling of Heat Transfer across Intumescent Polymer Coatings. CSIRO Materials Science and Engineering, 2009
- [GVB02] Gronli, M. G.; Varhegyi, G.; Di Blasi, C.: Thermogravimetric Analysis and Devolatilization Kinetics of Wood. Ind. Eng. Chem. Res. 41; American Chemical Society; published on web 07/27/2002
- [Ha02] Hansen, A.S.: Prediction of Heat Release in the Single Burning Item Test. Fire and Materials, Vol. 26, 2002
- [Ha04] Hartnack, R.: Langzeittragverhalten von druckbeanspruchten Bauteilen aus Holz. Dissertation an der Bauhaus-Universität Weimar, Weimar 2004
- [Ha81] Hadvig, S.: Charring of wood in building fires. Technical University of Denmark, 1981
- [Ha86] Hass, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 1986
- [HB01] Hosser, D.; Becker, K.; Wesche, J.; Dehne, M.; Tichelmann, K.: Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz bei Gebäuden der Gebäudeklasse 4 in Holzbauweise; Abschlussbericht. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Braunschweig; Versuchsanstalt für Holz- und Trockenbau (VHT), Heusenstamm, März 2001
- [HD10] Hot Disk: Hot Disk Thermal Constants Analyser, Software Version 5.9. Instruction Manual, ausgeliefert Februar 2010
- [HDZ00] Hosser, D.; Dehne, M.; Zehfuß, J.: Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Holzbauweise, Stufe 2 (Bauteilversuche) und Stufe 3 (Empfehlungen), Abschlussbericht zur Stufe 2. TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Mai 2000
- [He07] Helm, J.: Schwachpunkt Nagelplatten-Dachkonstruktionen. In: Brandschutz – Deutsche Feuerwehr-Zeitung, April 2007
- [HH02] Hansen, A. S.; Hovde, P. J.: Prediction of Time to Flashover in the ISO 9705 Room Corner Test based on Cone Calorimeter Test Results. Fire and Materials, Vol. 26, 2002
- [HK08] Hosser, D.; Kampmeier, B.: Bewertung des Brandverhaltens flächiger massiver Holzbauteile im Hinblick auf die Einsatzmöglichkeiten im mehrgeschossigen Holzbau unter Berücksichtigung des geltenden Sicherheitsniveaus sowie DIN EN 1995-1-2. TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz; Braunschweig 2008

- [HMÖ05] Hakkarainen, T.; Miikola, E.; Östmann, B.; Tsantaridis, L.; Brumer, H.; Piispanen, P.: InnoFire Wood, Innovative eco-efficient high performance wood products for demanding applications, State of the Art. VTT, SP Trätek, KTH Biotechnology, Vinnova, Tekes; 2005
- [HNR94] Hosser, D.; Nause, P.; Rohling, A.; Dorn, T.; El-Nesr, O.: Abschlussbericht „Untersuchungen zum Brandverhalten von gusseisernen Stützen“ im Auftrag des Sonderforschungsbereiches 315 „Erhaltung historischer Bauwerke“. TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Februar 1994
- [Ho00] Hosser, D. et al: Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Holzbauweise, Stufe 2 (Bauteilversuche) und Stufe 3 (Empfehlungen); Abschlussbericht zur Stufe 2. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, Mai 2000
- [Ho01] Hosser, D.; Wesche, J.; Dehne, M.; Becker, K.; Tichelmann, K.: Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz bei Gebäuden der Gebäudeklasse 4 in Holzbauweise, Abschlussbericht. Institut für Baustoffe Massivbau und Brandschutz (iBMB), Braunschweig; Versuchsanstalt für Holz- und Trockenbau (VHT), Heusenstamm; März 2001
- [Ho06] Hosser, D.: Zuverlässigkeitstheorie, Vorlesungsskriptum. Technische Universität Braunschweig, Braunschweig 2006
- [Ho07] Hosser, D.: Rahmenbedingungen für die Anwendung der Eurocode - Brand-schutzteile in Deutschland. In: Hosser, D. (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutztag 2007, Heft 199 des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig
- [Ho08] Hosser, D.; Albrecht, C.; Klinzmann, C.; Mahlmann, C.; Weilert, A.: Erarbeitung eines Sicherheitskonzeptes für die brandschutztechnische Bemessung unter Anwendung von Ingenieurmethoden gemäß Eurocode 1 Teil 1-2. Abschlussbericht zum DIBT-Forschungsvorhaben ZP 52-5-4.168-1239/07. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, 2008
- [Ho09] Hosser, D. (Hrsg.): Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes. Technischer Bericht, Vereinigung zur Förderung des deutschen Brandschutzes (vfdb), Mai 2009
- [Ho10] Hohm, V.: Wärmetransfermodell für gekoppelte Prozesse in der Brandsimulation. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 2010
- [Ho78] Hosser, D.: Tragfähigkeit und Zuverlässigkeit von Stahlbetondruckgliedern. Mitteilungen aus dem Institut für Massivbau der Technischen Hochschule Darmstadt, Heft 28, 1978

- [Hö08] Hörsting, P.: Zum Tragverhalten druck- und biegebeanspruchter Holzbauteile. Dissertation TU Braunschweig, Institut für Baukonstruktion und Holzbau, 2008
- [Hol09] Hollmann, D.: Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen für Holzbauteile. In: Hosser, D (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutztag 2009, 23. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis; Heft 208 des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig
- [Hol09a] Hollmann, D.: Holzbaulösungen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. In: Venzmer, H. (Hrsg.): Feuchte und Altbausanierung; 20. Hanseatische Sanierungstage; Fraunhofer IRB Verlag 2009
- [Hol09b] Hollmann, D.: Brandversuch an Nagelplattenzugstäben mit intumeszierender Beschichtung. Versuchsbeobachtung an der MPA Braunschweig, 2009, unveröffentlicht
- [Hu95] Huntierová, Z.: Analyse des Brandverhaltens von Holz und Holzwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einsatzes von Feuerschutzmitteln. Dissertation, Ludwig-Maximilians-Universität München, Forstwirtschaftliche Fakultät, 1995
- [Hü70] Hüttinger, K.J.: Zur nichtisothermen Kinetik thermischer Zerfallsreaktionen. Chemie-Ing.-Technik 42, 1970
- [INO05] Hosser, D. et al: Brandverhalten von massiven Holzbauteilen und Fassadenelementen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtung“. Abschlussbericht; Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) TU Braunschweig; Fraunhofer Wilhelm Klauditz Institut für Holzforschung (WKI), Braunschweig; Fraunhofer Institut für Chemische Technologie (ICT);27.06.2005
- [INO09] Hosser, D.; Marutzky, M.; Hollmann, D.; Kruse, D.; Gettwert, V. et al: Verbesserung der Leistungsfähigkeit von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen und Entwicklung überprüfbarer Beurteilungskriterien. Abschlussbericht; Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) TU Braunschweig; Fraunhofer Wilhelm Klauditz Institut für Holzforschung (WKI), Braunschweig; Fraunhofer Institut für Chemische Technologie (ICT); April 2009
- [Ja02] Janssens, M.: Development of FDMS Tools to Generate Data for Fire Safety Engineering and Modeling. Workshop on Fire Growth and Spread on Objects; Nist, Gaithersburg; March 2002
- [Ja04] Jansson, R.: Measurement of thermal properties at elevated temperatures – Brandforsk project 328-031. SP Fire Technology, SP Report 2004:46
- [Ja91] Janssens, M.: Fundamental Thermophysical Characteristics of Wood and their role in enclosure fire growth. PhD thesis, University of Gent, Belgium, 1991

- [Ja91a] Janssens, M.: Piloted Ignition of Wood: A Review. *Fire and Materials*, Vol. 15, 1991
- [Ja96] Janssens, M.: A Simple Model Of The ISO 9705 Ignition Source. Southwest Research Institute; NISTIR 5904; 1996
- [JC02] Joint Committee on Structural Safety (JCSS): Probabilistic Model Code, 12th draft, 2002. <http://www.jcss.ethz.ch>
- [JC06] Joint Committee on Structural Safety (JCSS): Probabilistic Model Code, Part 3, 2006. <http://www.jcss.ethz.ch>
- [Je09] Jeske, H.: Untersuchung der Laborformulierung NBO mittels Saphir-Methode. WKI Untersuchungsbericht, 2009, unveröffentlicht
- [Ka08] Kampmeier, B.: Risikogerechte Brandschutzlösungen für den mehrgeschossigen Holzbau. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 2008
- [Ke10] Kern GmbH Technische Kunststoffteile. Werkstoffdatenblätter auf der Internetpräsenz: www.Kern-gmbh.de, 2010
- [Ke96] Kessel, M. H.: Zum räumlichen Tragverhalten von Nagelplattenbindern. *Bauingenieur* 71, 1996, S. 211-218
- [KK05] Kampmeier, B.; Kruse, D.: Sicherer Holzkonstruktionen durch Hochleistungsbrandschutzbeschichtung. In: Hossler, D. (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutztage '05; 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis; Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) TU Braunschweig, Heft 185, 2005
- [Kli02] Klingelhöfer et al.: Erprobung eines Prüfverfahrens zum Brandverhalten von Fassaden und Ermittlung von Grenzwerten zur Beurteilung. Forschungsbericht; Fraunhofer IRB Verlag; 2002
- [KM94] Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.: Holz Brandschutz Handbuch; 2. Auflage. Verlag Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V., München 1994
- [Ko84] Kordina, K.; Schneider, U.; Henke, V.; Lubienetzki, K.-P.: Sicherheitsbetrachtung über die Normbrandprüfung an tragenden Bauteilen im Wohnungsbau. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Braunschweig 1984
- [Kö05] König, J.: Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires. *Fire and Materials* 30: 51-63, 2006
- [Kö06] König, J.: Fire exposed simply supported wooden I-joists in floor assemblies. SP Wood Technology; SP Report 2006:44

- [Kr10] Kruse, D.: Entwicklung von Hochleistungsbrandschutzsystemen zum Entzündungsschutz von Holz unter Vollbrandbedingungen. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 2011
- [KSD07] Kruse, D.; Simon, S.; Dehne, M.: Baustoff- und Bauteilverhalten von Holz und Holzwerkstoffen unter Brandschutzaspekten. Holztechnologie, 5/2007, S. 16-22
- [KTWK93] Klingsch, W.; Tavakkol-Khah, M.; Wesche, J.; Kersken-Bradley, M.: Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten. Forschungsbericht T2563, Fraunhofer IRB Verlag, 1993
- [KW99] König, J.; Waleij, L.: One-Dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially Unprotected and Postprotected Situations. Trätekt Rapport, Stockholm, 1999
- [KNOH00] König, J.; Norén, J.; Olesen, F.; Hansen, F.: Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires; Part 1: Fire Tests. Trätekt Rapport, Stockholm, 2000
- [KW00] König, J.; Waleij, L.: Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires, Part 2: A design model for standard fire exposure. Trätekt Rapport, Stockholm, 2000
- [La92] Lache, M.; Topf, P.; Wegener, G.: Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brett-schichtholz und Holzwerkstoffen. AIF Forschungsvorhaben, Institut für Holzforschung, München 1992
- [Lä67] Lämmke, A.: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln. Dissertation an der Technischen Hochschule Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Juli 1967
- [LD92] Li, Y.; Drysdale, D.: Measurement of the Ignition Temperature of Wood. Seiten 380-385 in Fire Science and Technology – Proc. First Asian Conf.; Int. Academic Publishers, Beijing 1992
- [LfT06] Lehrstuhl für Thermodynamik der TU München: Wärmetransportphänomene, Wärme- und Stoffübertragung. Vorlesungsunterlagen, September 2006
- [LG95] Log, T.; Gustafsson, S.E.: Transient Plane Source (TPS) Technique for Measuring Thermal Transport Properties of Building Materials. Fire and Materials 19, 43-49, 1995
- [Li03] Lings, A.: Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau. Dissertation an der Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan der TU München, Oktober 2003

- [LW07] Liang, H.; Welch, S.: Development of an engineering methodology for thermal analysis of protected structural members in fire. Third international Conference on Steel and Composite Structures, July 30th – August 1st 2007, Manchester, UK
- [LW09] Lam, C. S.; Weckmann, E. J.: Steady-state heat flux measurements in radiative and mixed radiativen-convective environments. *Fire and Materials* 33: 303-321, 2009
- [Ma91] Marutzky, R.: Erkenntnisse zur Schadstoffbildung bei der Verbrennung von Holz und Spanplatten. Habilitationsschrift; Wilhelm-Klauditz-Institut (WKI) Fraunhofer-Arbeitsgruppe für Holzforschung. WKI Bericht Nr. 26, Oktober 1991
- [MH86] Moore, W. J.; Hummel, D. O.: *Physikalische Chemie*. Verlag de Gruyter, Berlin/New York 1986
- [MQH81] McCaffrey, B.J.; Quintiere, J.G.; Harkleroad, M.F.: Estimating Room Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Test Data Correlations. Center for Fire Research, National Engineering Laboratory, National Bureau of Standards, 1981
- [MR82] Müller, R.; Rudolphi, R.: Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen im Kleinprüfstand (Vergleichsversuche). Bundesanstalt für Materialforschung, Forschungsbericht 84, Juli 1982
- [NB10] Hosser, D.; Hollmann, D.; Kampmeier, B.: Verbesserung der Leistungsfähigkeit von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen unter Verwendung von Nanopartikeln. Abschlussbericht Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2010
- [Nu88] Nussbaum, R.M.: The Effect of Low concentration Fire Retardant Impregnations on Wood Charring Rate and Char Yield. *Journal of Fire Sciences* 6, 1988
- [Pe03] Peter, M.: Numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. TU Berlin; Dissertation; Fraunhofer IRB Verlag, Februar 2003
- [Pe99] Peherstorfer, H.: Brandschutz. In: Schober, P. (Hrsg.): Mehrgeschossiger Holzbau in Österreich; Anforderungen, Standardlösungen, Qualitätssicherung. Holzforschung Austria, 1999.
- [PG06] Peter, M.; Göckel, T.: Bemessung von Voll- und Brettschichtholzbauteilen aus maschinell sortiertem Schnittholz für den Brandfall; Teil 2: Brandversuche zur Bestätigung der theoretischen Ergebnisse. Institut des Zimmerer- und Holzbaugewerbes e.V.; Berlin, Dezember 2006
- [Pu03] Purser, D.: Data Benefits. *Fire Prevention Fire Engineers Journal*, August 2003
- [Ra08] Raveglia, E. A.: Grundlagen der Bemessung von intumeszierenden Brandschutzsystemen im Stahlbau. Dissertation an der ETH Zürich, 2008

- [RC87] Richardson, L.R.; Cornelissen, A. A.: Fire-resistant Coatings for Roof/ceiling Deck Timbers. *Fire and Materials* 11, 191-194, 1987
- [RCP93] RCP GmbH: STRUREL, A Structural Reliability Analysis Program. Theoretical Manual, München 1993
- [Ri03] Riese, O.: Versuche zum Brandverhalten von verschiedenen Arten und Anordnungen von Kabeln. In: Hosser, D. (Hrsg.): Tagungsband Braunschweiger Brandschutztag 2003, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
- [Ro09] Rottmüller, V.: Konstruktionshandbuch zum Eleco Qualitäts-Dachaussteifungssystem. Eleco Bauprodukte GmbH, Februar 2009
- [SEF05] Strategisches Eingenforschungsvorhaben: Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen für Holzkonstruktionen. Fraunhofer Wilhelm-Klauditz-Institut für Holzforschung, 2005; unveröffentlicht
- [Sc08] Schnetgöke, R.: Zuverlässigkeitsorientierte Systembewertung von Massivbauwerken als Grundlage für die Bauwerksüberwachung. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 2008
- [Sc09] Schwarz, K.: Messprotokolle der Trockenschichtdicken beschichteter Stahlbauteile; unveröffentlicht, 2009
- [Sc09a] Schwarz, K.: Protokolle der Brandleistung im Rahmen der Eigenüberwachung dämmschichtbildender Produkte; unveröffentlicht, 2009
- [Sc09b] Schladitz, K.: Analyse im Rahmen des Workshops InduCT; Fraunhofer Institut für chemische Technologie ICT, unveröffentlicht, Herbst 2009
- [Sc77] Schaffer, E.: State of Structural Timber Fire Endurance. *Wood and Fiber* 9, 1977
- [SFP90] Society of Fire Protection Engineers, National Fire Protection Association (Hrsg.): *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Quincy (Massachusetts, USA). National Fire Protection Association, 1990
- [Si06] Simon, S.: Untersuchungen zur systematischen Entwicklung von intumeszierenden Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. Dissertation an der TU Braunschweig, Fraunhofer IRB Verlag, 2006
- [SKM92] Scheer, C.; Knauf, Th.; Meyer-Ottens, C.: Rechnerische Brandschutzbemessung unbekleideter Holzbauteile – Grundlage für DIN 4102 Teil 4 (Entwurf). *Bautechnik* 69, 1992
- [SKR73] Stanke, J.; Klement, E.; Rudolphi, R.: Das Brandverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung. *BAM – Berichte*, Berlin 1973

- [SM06] Schober, K.-P.; Matzinger, I.: Brandschutztechnische Ausführung von Fassaden, Zusammenfassung und Erkenntnisse für Gebäudeklasse 4 und 5. Holzforschung Austria, Arbeitsheft 8/06
- [SMBW86] Schaffer, E. L.; Marx, M.; Bender, A.; Woeste, E.: Strength Validation and Fire Endurance of Glued-Laminated Timber Beams. United States Department of Agriculture, Research Paper FPL 467, 1986
- [So07] Sommer, T.: Perspektiven der Brandschutzbemessung nach DIN 4102 Teil 4, Teil 22 und Eurocode, in Tagungsband: Braunschweiger Brandschutztage 2007, Heft 199 des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig
- [Sp00] Spitzner, M.H.: Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit geschäumter Massen. Dissertation an der Technischen Universität Clausthal, Juni 2000
- [SPS02] Scheer, C.; Povel, D.; Stöhr, S.: Stabförmige Verbindungsmittel im Brandfall: Grundlagenuntersuchungen. TU Berlin, Institut für Bauingenieurwesen, Fachgebiet Baukonstruktion, Berlin, April 2006
- [SQ01] Spearpoint, M.J.; Quintiere, J.G.: Predicting the piloted ignition of wood in the cone calorimeter using an integral model – effect of species, grain orientation and heat flux. Fire Safety Journal 36, 2001
- [Te73] Teichgräber, R.: Kritische Temperatur der Brennbarkeit von Holz und Holzwerkstoffen. Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung (DGfH), 1973, Heft 58
- [To71] Topf, P.: Die thermische Zersetzung von Holz bei Temperaturen bis 180 °C – Zweite Mitteilung: Versuche zur Frage der Selbstentzündung, des Gewichtsverlustes, des Brennwertes und der Elementaranalysen. Mitteilung aus dem Institut für Holzforschung und Holztechnik der Universität München; European Journal of Wood and Wood Products, Springer, Berlin / Heidelberg 1971
- [VDI06] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.): VDI Wärmeatlas. 10. Auflage, 2006
- [WA09] Weiler, A., Albrecht, C.: Übergreifendes Sicherheitskonzept für Brandschutz nachweise mit Ingenieurmethoden. In: Hossler, D. (Hrsg.) Braunschweiger Brandschutz-Tage '09, Tagungsband. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 208, Braunschweig 2009
- [Wi85] Wickström, U.: Temperature analysis of heavily insulated steel structures exposed to fire. Fire Safety Journal, Vol. 5, 1985
- [Wh84] White, R.H.: Use of Coatings to Improve Fire Resistance of Wood. Reprint from Standard Technical Publication 826; American Society for Testing and Materials, 1984

Literatur

- [WH99] Forest Products Laboratory; USDA Forest Service: Wood Handbook, Wood as an engineering material. Madison, Wisconsin, März 1999
- [WPK99] Wladyka-Przybalak, M.; Kozlowski, Ryszard: The thermal Characteristics of Different Intumescent Coatings. Fire and Materials 23, 33-43, 1999
- [WS81] White, R.H.; Schaffer, E.L.: Transient moisture gradient in fire exposed wood slab. Wood Fiber 13 (1)
- [WT96] White, R. H.; Tran, H. C.: Charring of Wood Exposed to an Constant Heat Flux. Wood and Fire Safety, 3rd International Scientific Conference, 1996
- [Ze00] Zeitler, M. G.: Allgemein gültiges Modell zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit poröser Stoffe und Stoffschichten. Dissertation an der Universität GHS Essen, März 2000
- [Ze04] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Dissertation, TU Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), 2004

Normen, Gesetzestexte

- [BRL] Deutsches Institut für Bautechnik: Bauregelliste; jeweils gültige Fassung
- [DIBt97] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen; Fassung November 1997
- [DIBt06] Deutsches Institut für Bautechnik: Zulassungsgrundsätze für dämmschichtbildende Baustoffe; Fassung Mai 2006
- [MPA02] Materialprüfanstalt NRW: Erprobung eines Prüfverfahrens zum Brandverhalten von Fassaden und Ermittlung von Grenzwerten zur Beurteilung. Kurzbericht; März 2002
- [MPA07] MFPA Leipzig und MPA NRW: Normvorschlag DIN 4102-20: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Teil 20: Besonderer Nachweis für das Brandverhalten von Außenwandbekleidungen
- DIN 1052:1988 Holzbauwerke; Berechnung und Ausführung; April 1988
- DIN 1052:2008 Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau; Dezember 2008
- DIN 4102-1 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen- Teil 1: Baustoffe, Begriffe Anforderungen und Prüfungen ; Mai 1998
- DIN 4102-8 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen- Teil 8: Kleinprüfstand

DIN 4102-2	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen- Teil 2: Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen; September 1977
DIN 4102-4	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen- Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile; März 1994
DIN 4102-4/A1	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen- Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile; Änderung A1; November 2004
DIN 4102-15	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Teil 15: Brandschacht; Mai 1990
DIN 4102-16	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 16: Durchführung von Brandschachtprüfungen; Mai 1998
DIN 4102-22	Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 22: Anwendungsnorm zu DIN 4102-4 auf der Bemessungsbasis von Teilsicherheitsbeiwerten; November 2004
DIN 18230-1	Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer; September 2010
DIN 18230-3	Baulicher Brandschutz im Industriebau – Teil 3: Rechenwerte; August 2002
DIN EN 338	Bauholz für tragende Zwecke - Festigkeitsklassen; Deutsche Fassung EN 338:2003; Februar 2010
DIN EN 1194	Holzbauwerke - Brettschichtholz - Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte; Deutsche Fassung EN 1194:1999; Mai 1999
DIN EN 12667	Wärmetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstandes nach dem Verfahren mit dem Plattengerät und dem Wärmestrommessplatten-Gerät - Produkte mit hohem und mittlerem Wärmedurchlasswiderstand; Deutsche Fassung EN 12667:2001; Mai 2001
DIN EN 13381-8	Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen - Teil 8: Reaktive Ummantelung von Stahlbauteilen; Deutsche Fassung EN 13381-8:2010; September 2010
DIN EN 13501-1	Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten; Deutsche Fassung EN 13501-1:2007 +A1:2009; Januar 2010

Literatur

- DIN EN 13501-2 Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen; Deutsche Fassung EN 13501-2:2007 +A1:2009; Februar 2010
- DIN EN 1363-1 Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 1363-1:1999; Oktober 1999
- DIN EN 1363-2 Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 2: Alternative und ergänzende Verfahren; Deutsche Fassung EN 1363-2:1999; Oktober 1999
- DIN EN 1365 Normenreihe Feuerwiderstandsprüfungen für tragende Bauteile, Teile 1 - 6
- DIN EN 13823 Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten - Thermische Beanspruchung durch einen einzelnen brennenden Gegenstand für Bauprodukte mit Ausnahme von Bodenbelägen; Deutsche Fassung EN 13823:2010; Dezember 2010
- DIN EN 14135 Brandschutzbekleidungen - Bestimmung der Brandschutzwirkung; Deutsche Fassung EN 14135:2004; November 2004
- DIN EN 1990 Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010; Dezember 2010
- DIN EN 1990/NA Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Dezember 2010
- DIN EN 1991-1-1 Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke - Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau; Deutsche Fassung EN 1991-1-1:2002 + AC:2009; Dezember 2010
- DIN EN 1991-1-1/NA Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke - Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau; Dezember 2010
- DIN EN 1991-1-2 Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002 + AC:2009; Dezember 2010
- DIN EN 1991-1-2/NA Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke, Dezember 2010
- DIN EN 1995-1-1 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008; Dezember 2010

- DIN EN 1995-1-1/NA Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Dezember 2010
- DIN EN 1995-1-2 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1995-1-2:2004 + AC:2009; Dezember 2010
- DIN EN 1995-1-2/NA Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Dezember 2010
- DIN EN ISO 1716 Prüfungen zum Brandverhalten von Produkten - Bestimmung der Verbrennungswärme (des Brennwertes) (ISO 1716:2010); Deutsche Fassung EN ISO 1716:2010; November 2010
- DIN EN ISO 11925-2 Prüfungen zum Brandverhalten - Entzündbarkeit von Produkten bei direkter Flammeneinwirkung - Teil 2: Einzelflammentest (ISO 11925-2:2010); Deutsche Fassung EN ISO 11925-2:2010; Februar 2011
- DIN V 4102-20 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 20: Besonderer Nachweis für das Brandverhalten von Außenwandbekleidungen. Arbeitspapier des NABau-AA 00.34.01 Nr. 108-99
- E DIN EN 13381-7 Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen - Teil 7: Brandschutzmaßnahmen für Holzbauteile; Deutsche Fassung pr EN 13381-7:2008; Oktober 2008
- ETAG 018-2 Guidline for european technical approval of fire protective products; Part 2: Reactive Coatings for fire protection of steel elements; Juni 2006
- ISO 5660-1 Prüfungen zum Brandverhalten von Baustoffen – Wärmefreisetzung, Rauchentwicklung und Masseverluste – Teil 1: Wärmefreisetzungsrate (Cone-Kalorimeter-Verfahren); Dezember 2002
- ISO 9705 Brandprüfungen; Prüfungen für Oberflächenprodukte im Originalmaßstab; berichtiger Nachdruck 1996-03
- MBO 2002 Argebau: Musterbauordnung; Fassung November 2002, Änderung 2008
- MVStättV Argebau: Musterverordnung über den Bau und Betrieb von Versammlungsstätten (Muster – Versammlungsstättenverordnung); Fassung Juni 2005
- BegMVStättV Argebau: Begründung und Erläuterung zur Musterverordnung über den Bau und Betrieb von Versammlungsstätten, Fassung Juni 2005, Änderung Februar 2010

Literatur

- M-HFHolzR Argebau: Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise (Muster-HolzbauRichtlinie M-FHHolzR); Fassung Juli 2004
- MLAR Argebau: Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Leitungsanlagen (Muster-Leitungsanlagen-Richtlinie MLAR); Fassung November 2005
- Önorm B 3800-5 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Teil 5: Brandverhalten von Fassaden: Anforderungen, Prüfungen und Beurteilungen; 2004

Software

- [ANS11] Ansys, Inc.: Ansys 11.0, Academic Teaching Introductory
- [EF08] Math Wave Technologies: Esyy Fit Professional, 2008
- [Fires-T] Becker, J.; Bizri, H.; Bresler, B.: FIRES-T: A Computer Programm fort he fire response of Structural-Thermal, Report No. USB FRG 74-1; Fire Research Group, department of Civil Engineering, University of California, Berkely, 1974
- [RCP04] Reliability Consulting Programs (RCP): STRUREL, Structural Reliability Analysis Program-System, COMREL & SYSREL. 2004

ANHANG

A1 Ergebnisse von Versuchen im Cone-Kalorimeter

Gruppe 1

Heizereinstellungen

bis zur 3. Minute 300 °C

bis zur 6. Minute 400 °C

ab 6. Minute 500° C

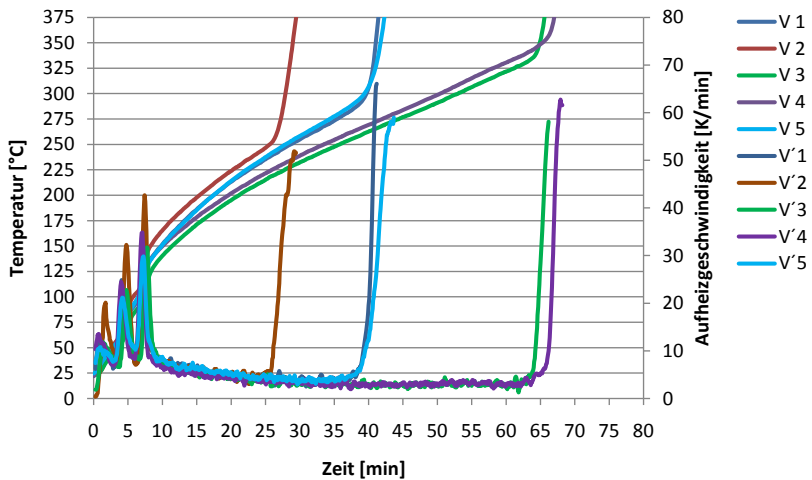


Bild A.1 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 1

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	319
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	4,7

Gruppe 2

Heizereinstellungen

bis zur 5.30 Minute 500 °C

bis 15. Minute 400°C

bis 30. Minute 450 °C

ab 30. Minute 500 °C

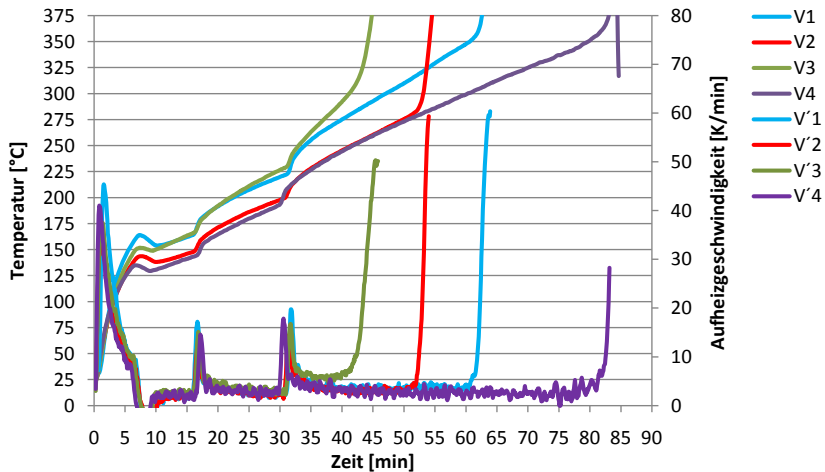


Bild A.2 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 2

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	339
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	3,9

Gruppe 3

Heizereinstellungen

bis 3. Minute 600 °C

bis 10. Minute 500 °C

ab 10. Minute 600 °C

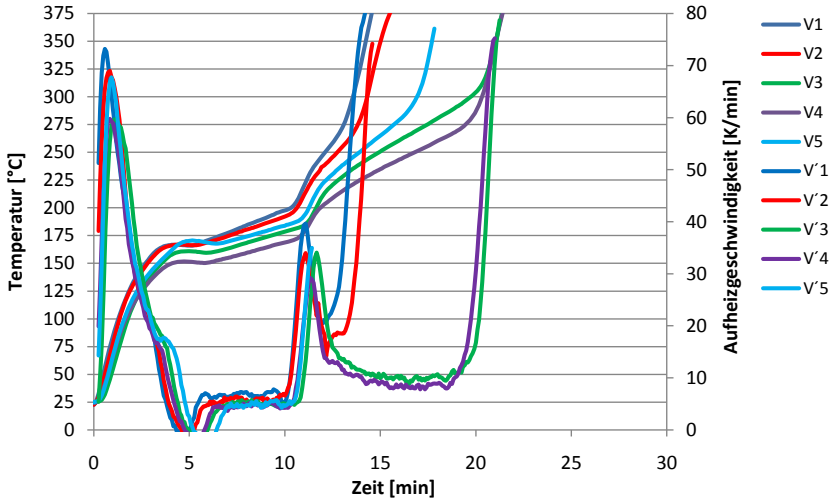


Bild A.3 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 3

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	286
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	5,6

Gruppe 4

Heizereinstellungen

Heizer konstant bei 550 °C

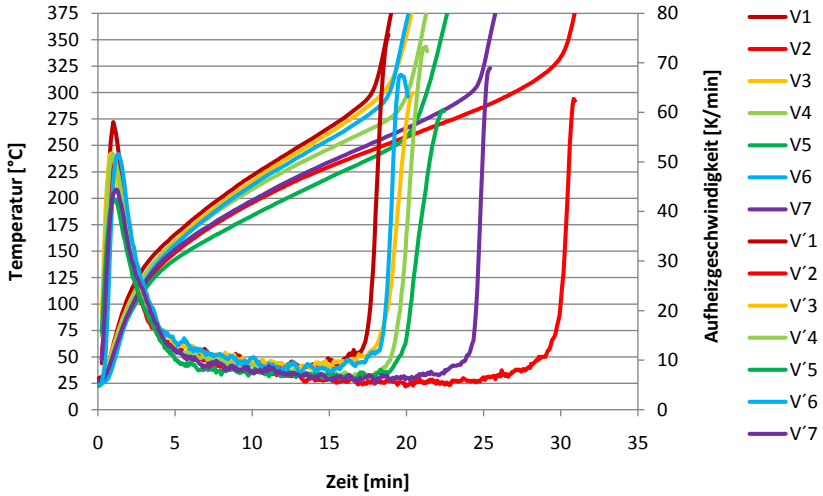


Bild A.4 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 4

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	297
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	8,5

Gruppe 5

Heizereinstellungen

Heizer konstant 525 °C

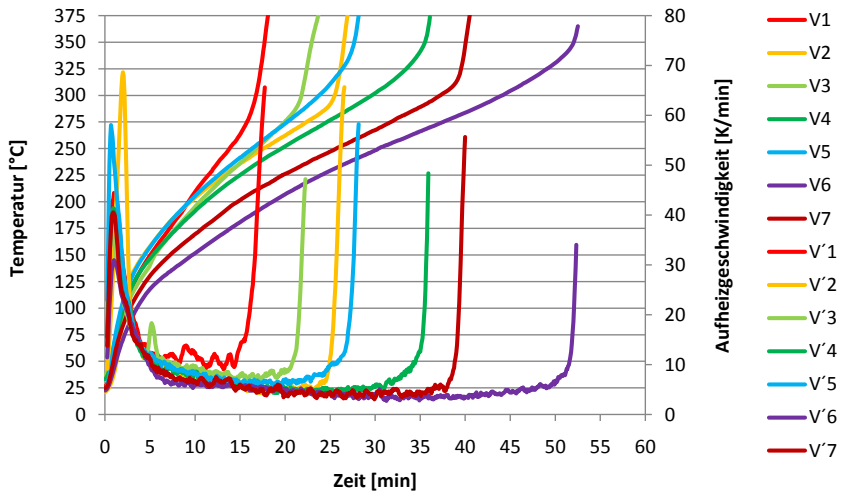


Bild A.5 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 5

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	318
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	7,2

Gruppe 6

Heizereinstellungen

Heizer konstant 500 °C

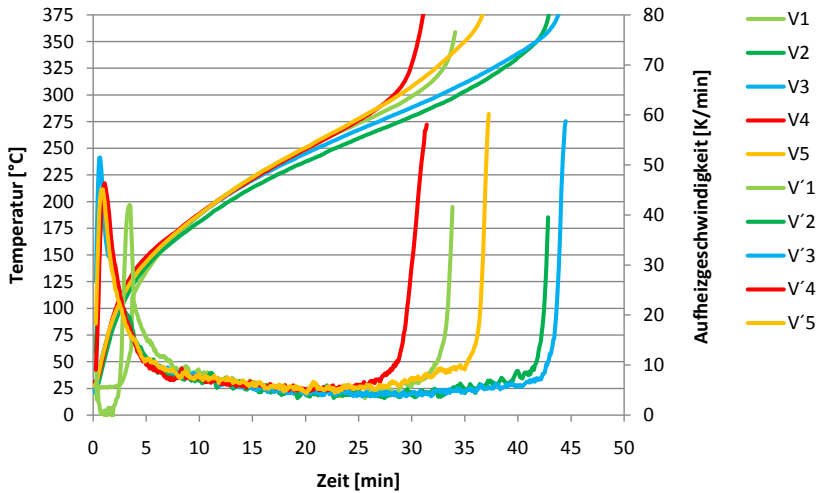


Bild A.6 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 6

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	342
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	6,1

Gruppe 7

Heizereinstellungen

Heizer konstant 600 °C

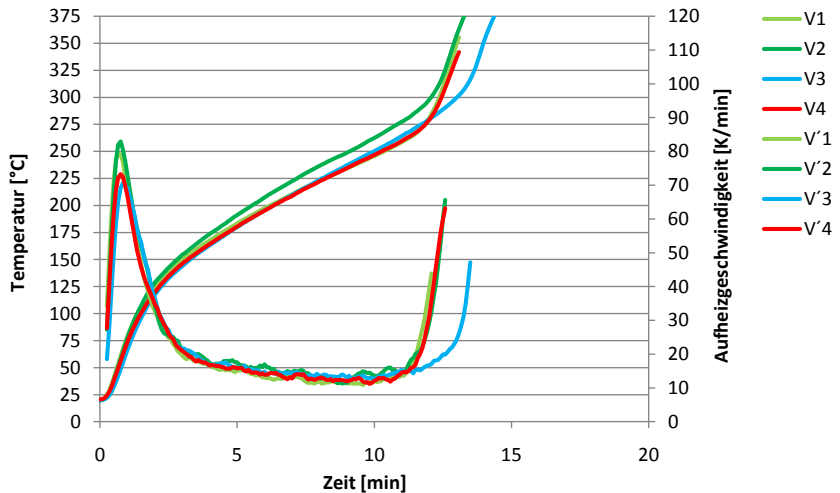


Bild A.7 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 7

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	279
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	14,0

Gruppe 8

Heizereinstellungen

Heizer konstant 450 °C

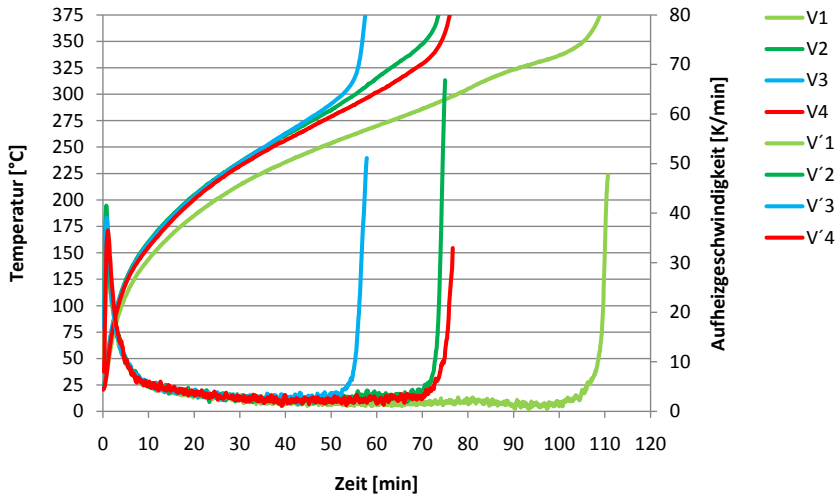


Bild A.8 Bestimmung der Entzündungstemperatur von Fichtenholz mit Mineralwolleabdeckung; Darstellung des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht und Aufheizgeschwindigkeit; Gruppe 8

Mittlere Entzündungstemperatur [°C]	324
Mittlere Aufheizgeschwindigkeit [K/min]	3,1

A2 Vergleich der Temperaturprofile aus Versuchen und Nachrechnung

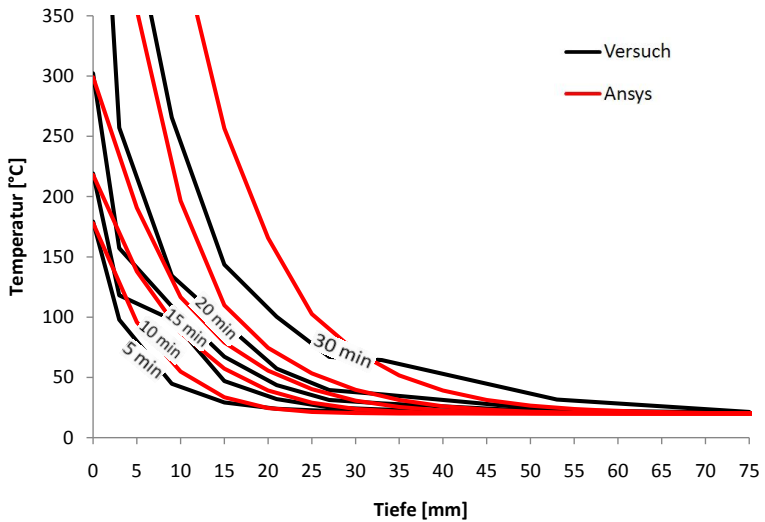


Bild A.9 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_1, Messstellen 9-16

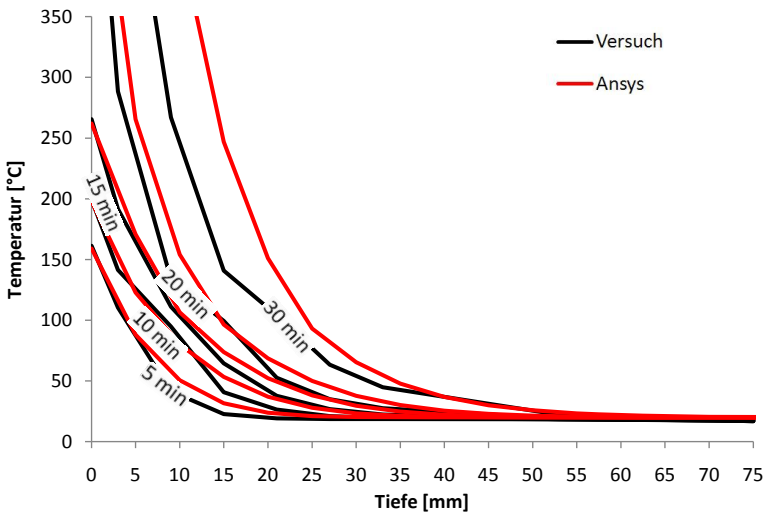


Bild A.10 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_2, Messstellen 1-8

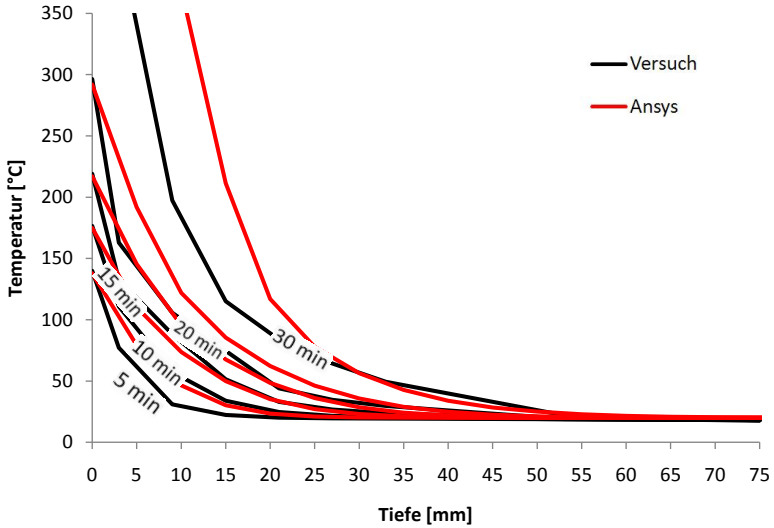


Bild A.11 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_3, Messstellen 1-8

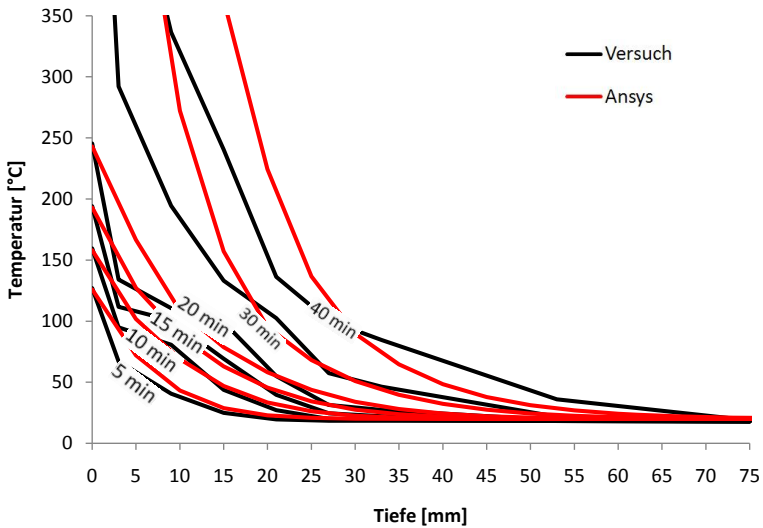


Bild A.12 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_4, Messstellen 9-16

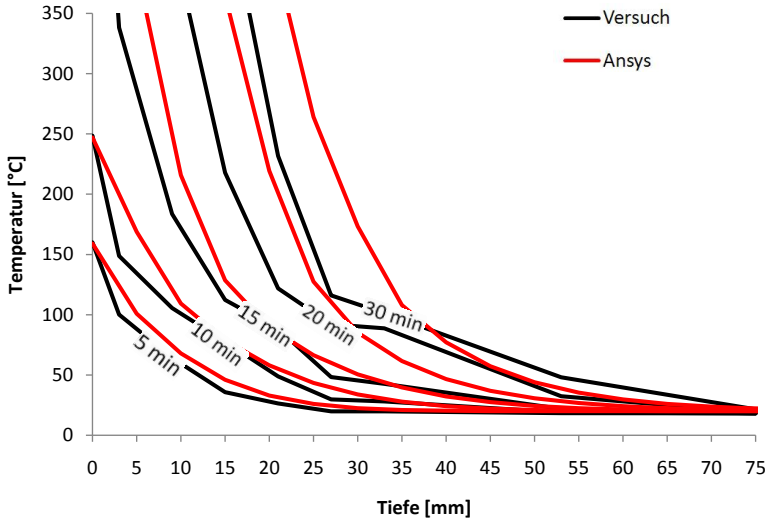


Bild A.13 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_5, Messstellen 1-8

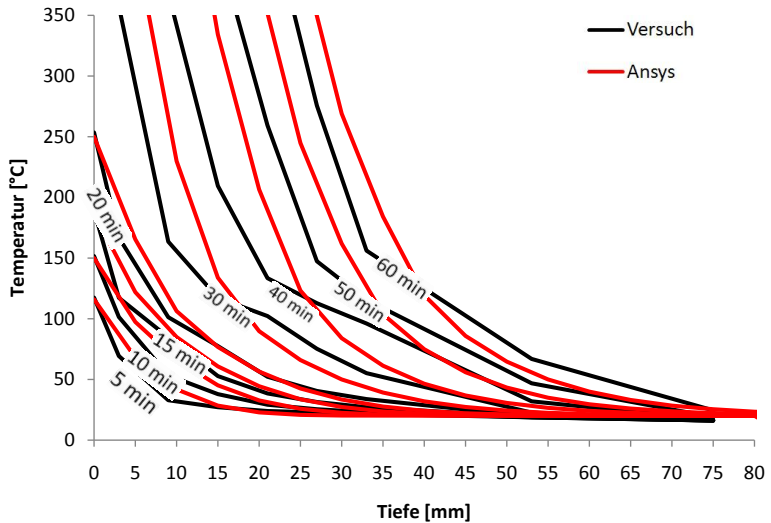


Bild A.14 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_6, Messstellen 1-8

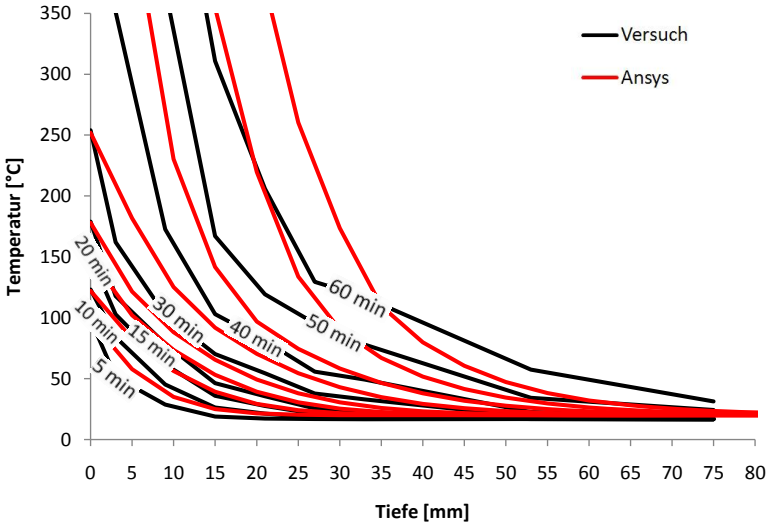


Bild A.15 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_7, Messstellen 9-16

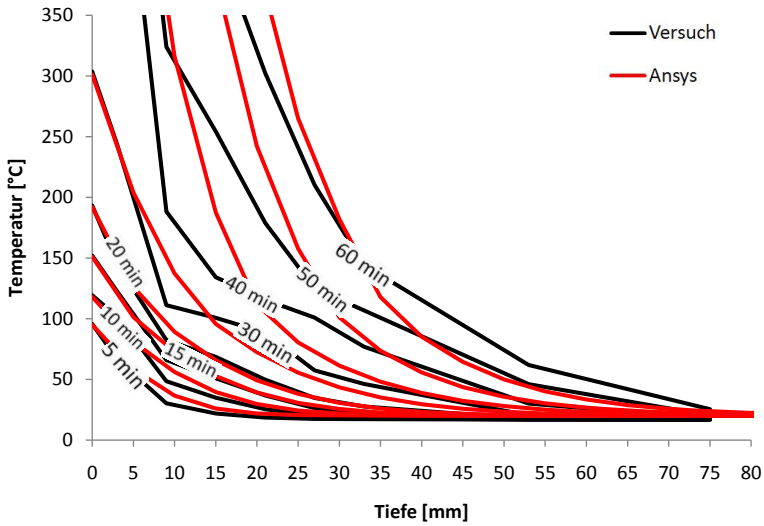


Bild A.16 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_8, Messstellen 1-8

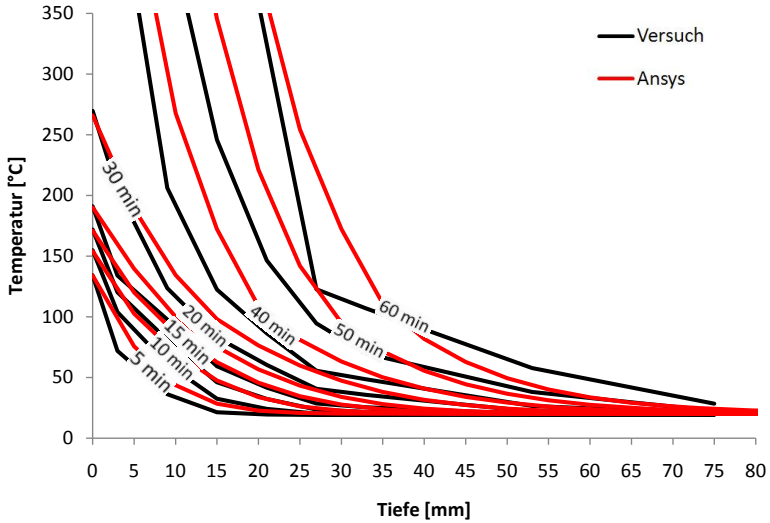


Bild A.17 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_9, Messstellen 1-8

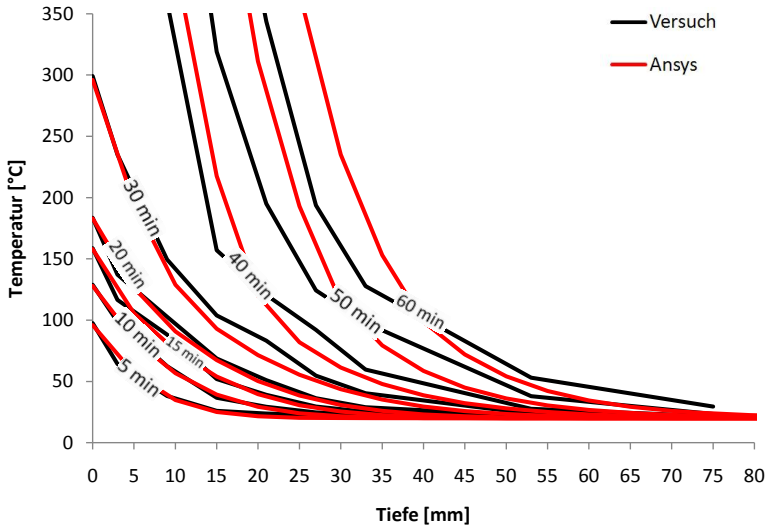


Bild A.18 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_10, Messstellen 1-8

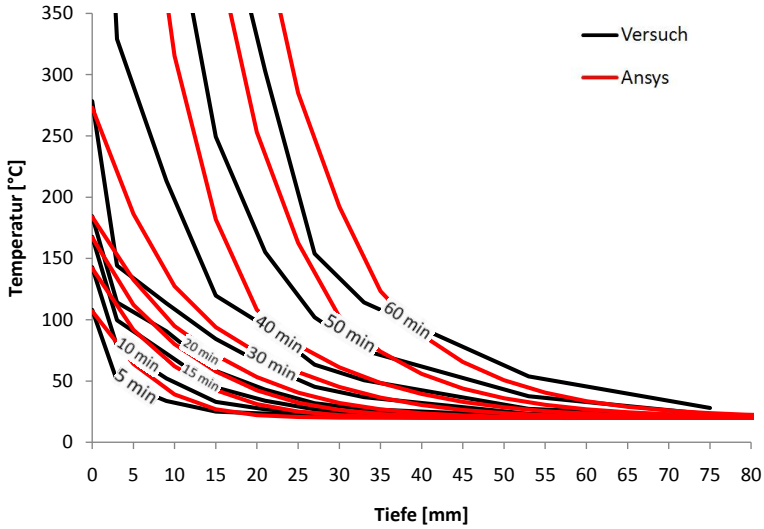


Bild A.19 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_11, Messstellen 1-8

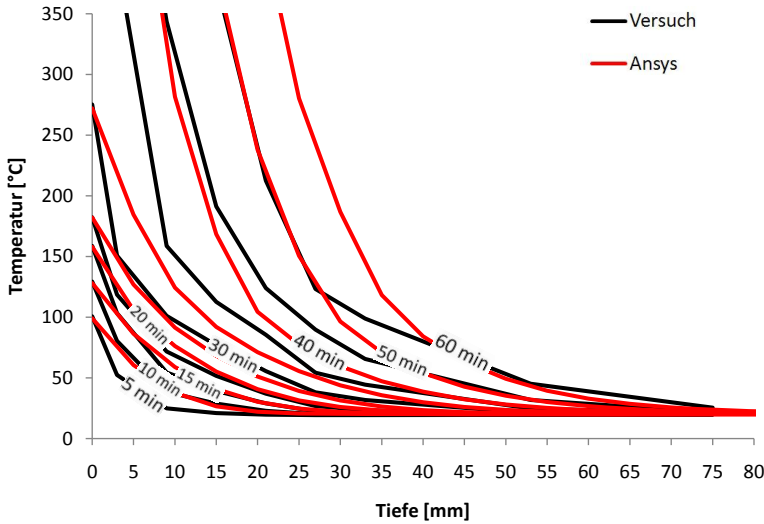


Bild A.20 Temperaturprofile über der Tiefe zu verschiedenen Zeitpunkten und Nachrechnung, Versuch T8_12, Messstellen 1-8

A3 TGA und DSC - Messungen

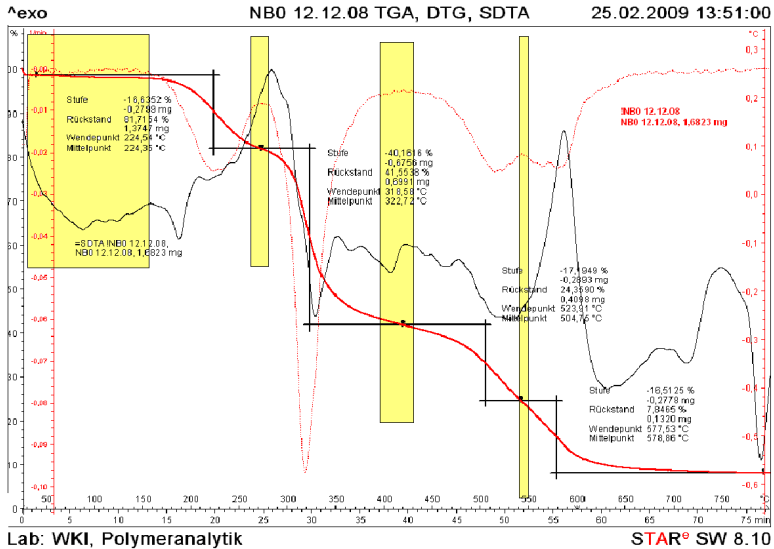


Bild A.21 TGA- und DSC-Messungen der Laborformulierung NB0; Optimierung für Stahlbauteile; Stickstoffatmosphäre [NB10]

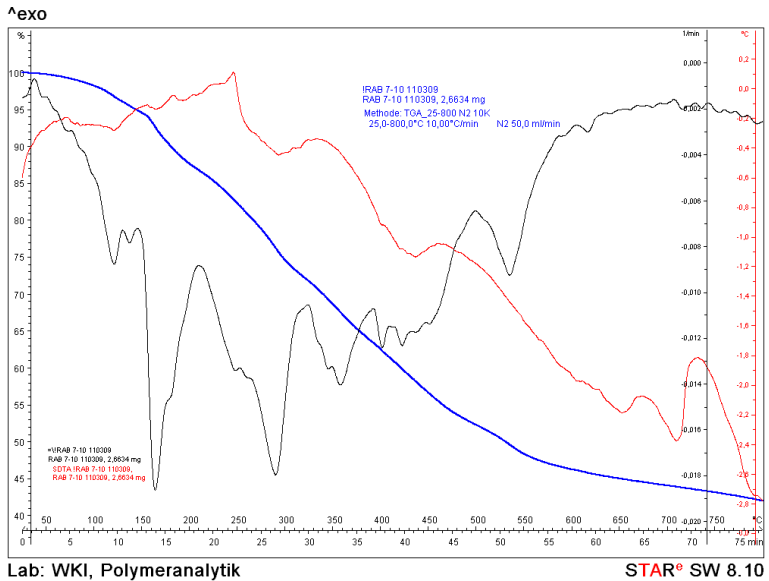


Bild A.22 TGA- und DSC-Messungen der Laborformulierung RAB 7; Optimierung für Holzbauteile; Stickstoffatmosphäre [INO09]

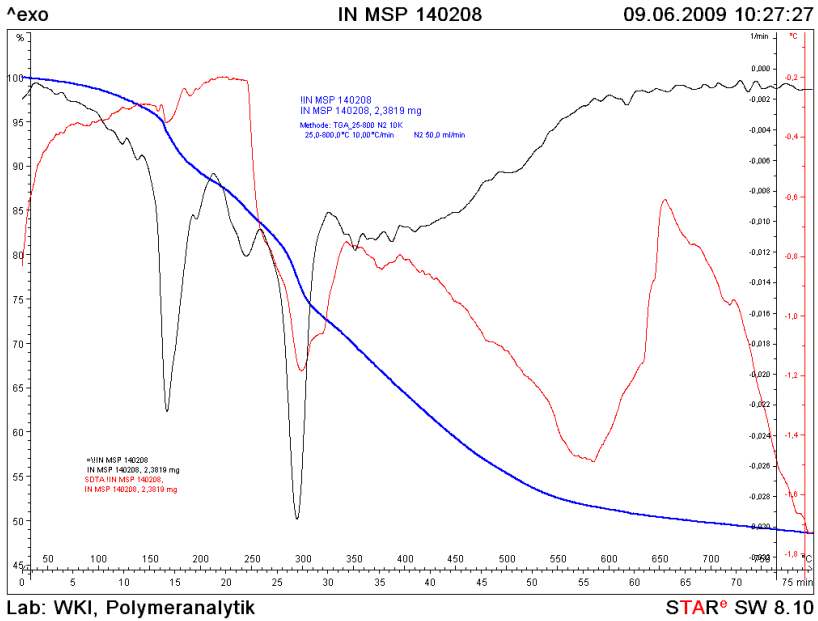


Bild A.23 TGA- und DSC-Messungen der Laborformulierung IN MSP; Optimierung für Holzbauteile; Stickstoffatmosphäre [INO9]

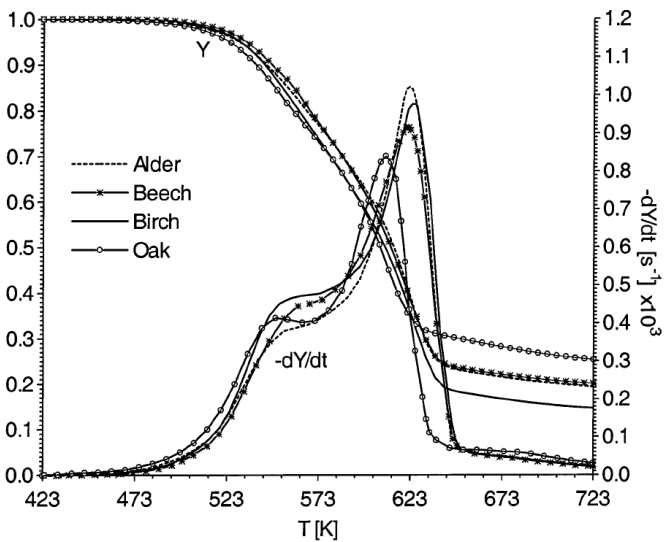


Bild A.24 TGA-Messungen verschiedener Weichhölzer [GVB02]

A4 Thermische Materialkennwerte aus Rückrechnung der Kleinbrandversuche

Tabelle A.1 Thermische Materialkennwerte der Nachrechnung der Kleinbrandversuche entsprechend Abschnitt 3.5.1.1

Versuch Nr.	T8_1	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	0.5	0	3.00	13.00	2.50
Schaumdicke [mm]	46	180	3.00	13.00	2.50
Schaumfaktor [-]	92	220	0.79	121.00	2.50
		280	0.12	10.60	4.74
		320	0.13	9.00	3.69
		400	0.25	7.50	3.69
		500	0.42	5.60	9.17
		650	0.98	5.00	12.50
		800	7.00	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_2	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	0.5	0	2.00	13.00	2.50
Schaumdicke [mm]	45	180	2.00	13.00	2.50
Schaumfaktor [-]	90	220	0.60	121.00	2.50
		280	0.07	10.60	4.74
		320	0.09	9.00	3.69
		400	0.25	7.50	3.69
		500	0.46	5.60	9.17
		650	0.70	5.00	12.50
		800	5.00	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_3	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	1.00	0	4.00	14.10	2.50
Schaumdicke [mm]	85.00	180	4.00	14.10	2.50
Schaumfaktor [-]	85.00	220	0.50	127.00	2.50
		280	0.51	11.25	4.74
		320	0.52	9.56	3.69
		400	0.65	7.97	3.69
		500	0.77	5.98	9.17
		650	0.90	5.00	12.50
		800	4.00	5.000	16.000
		1200	20.00	1.000	20.000

A4 Thermische Materialkennwerte aus Rückrechnung der Kleinbrandversuche

Versuch Nr.	T8_4	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	1.00	0	3.40	14.10	2.50
Schaumdicke [mm]	86.00	180	3.40	14.10	2.50
Schaumfaktor [-]	86.00	220	0.40	127.00	2.50
		280	0.18	11.25	4.74
		320	0.20	9.56	3.69
		400	0.69	7.97	3.69
		500	0.89	5.98	9.17
		650	1.15	5.00	12.50
		800	3.50	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_5	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	1.50	0	3.00	18.46	2.50
Schaumdicke [mm]	97.50	180	3.00	18.46	2.50
Schaumfaktor [-]	65.00	220	0.30	198.00	2.50
		280	0.25	14.74	4.74
		320	0.35	12.54	3.69
		400	0.75	10.45	3.69
		500	1.20	7.84	9.17
		650	1.50	5.00	12.50
		800	3.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_6	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	1.50	0	4.00	14.41	2.50
Schaumdicke [mm]	125.00	180	4.00	14.41	2.50
Schaumfaktor [-]	83.30	220	0.35	127.12	2.50
		280	0.45	11.25	4.74
		320	0.51	9.56	3.69
		400	0.99	7.97	3.69
		500	1.45	5.98	9.17
		650	2.00	5.00	12.50
		800	3.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

A4 Thermische Materialkennwerte aus Rückrechnung der Kleinbrandversuche

Versuch Nr.	T8_7	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	2.00	0	4.00	21.54	2.50
Schaumdicke [mm]	111.30	180	4.00	21.54	2.50
Schaumfaktor [-]	55.70	220	0.35	185.02	2.50
		280	0.60	17.46	4.74
		320	0.65	14.85	3.69
		400	0.95	12.38	3.69
		500	1.30	9.28	9.17
		650	1.80	5.00	12.50
		800	3.50	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_8	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	2.00	0	2.00	23.44	2.50
Schaumdicke [mm]	102.30	180	2.00	23.44	2.50
Schaumfaktor [-]	51.20	220	0.25	198.93	2.50
		280	0.40	19.04	4.74
		320	0.45	16.20	3.69
		400	0.75	13.50	3.69
		500	1.20	10.13	9.17
		650	1.70	5.00	12.50
		800	3.50	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_9	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	2.50	0	4.50	22.77	2.50
Schaumdicke [mm]	131.70	180	4.50	22.77	2.50
Schaumfaktor [-]	52.70	220	0.40	191.98	2.50
		280	0.55	18.25	4.74
		320	0.71	15.53	3.69
		400	1.00	12.94	3.69
		500	1.31	9.70	9.17
		650	1.60	5.00	12.50
		800	2.80	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

A4 Thermische Materialkennwerte aus Rückrechnung der Kleinbrandversuche

Versuch Nr.	T8_10	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	2.50	0	3.00	21.94	2.50
Schaumdicke [mm]	136.70	180	3.00	21.94	2.50
Schaumfaktor [-]	54.70	220	0.35	185.02	2.50
		280	0.45	17.46	4.74
		320	0.58	14.85	3.69
		400	0.85	12.38	3.69
		500	1.30	9.28	9.17
		650	1.90	5.00	12.50
		800	3.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_11	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	3.00	0	5.00	19.45	2.50
Schaumdicke [mm]	180.00	180	5.00	19.45	2.50
Schaumfaktor [-]	61.70	220	0.45	165.86	2.50
		280	0.65	15.31	4.74
		320	0.78	13.02	3.69
		400	1.25	10.85	3.69
		500	2.00	8.14	9.17
		650	3.40	5.00	12.50
		800	5.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

Versuch Nr.	T8_12	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	3.00	0	5.00	17.77	2.50
Schaumdicke [mm]	202.50	180	5.00	17.77	2.50
Schaumfaktor [-]	67.50	220	0.45	155.36	2.50
		280	0.67	14.18	4.74
		320	0.88	12.05	3.69
		400	1.45	10.05	3.69
		500	2.25	7.53	9.17
		650	3.70	5.00	12.50
		800	5.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

A5 Rechenwerte der thermischen Materialkennwerte für standardisierte thermische Analyse

Tabelle A.2 Modellparameter für standardisierte thermische Analyse

Schutzdauer t_{pr}	10 Minuten	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	0.50	0	3.00	13.00	2.50
Schaumdicke [mm]	46	180	3.00	13.00	2.50
Schaumfaktor [-]	92.0	220	0.79	121.00	2.50
		280	0.12	10.60	4.74
		320	0.13	9.00	3.69
		400	0.30	7.50	3.69
		500	0.64	5.60	9.17
		650	1.70	5.00	12.50
		800	7.70	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00
Schutzdauer t_{pr}	15 Minuten				
Anfangsdicke [mm]	0.80	0	4.00	14.80	2.50
Schaumdicke [mm]	66	180	4.00	14.80	2.50
Schaumfaktor [-]	82.5	220	0.79	133.70	2.50
		280	0.12	11.90	4.74
		320	0.13	10.10	3.69
		400	0.27	8.40	3.69
		500	0.51	6.30	9.17
		650	1.00	5.00	12.50
		800	7.00	5.00	16.00
		1200	4.00	1.00	20.00
Schutzdauer t_{pr}	20 Minuten				
Anfangsdicke [mm]	1.10	0	4.00	16.50	2.50
Schaumdicke [mm]	80	180	4.00	16.50	2.50
Schaumfaktor [-]	72.7	220	0.50	146.00	2.50
		280	0.51	13.20	4.74
		320	0.52	11.20	3.69
		400	0.65	7.97	3.69
		500	0.77	5.98	9.17
		650	0.90	5.00	12.50
		800	4.00	5.00	16.00

A5 Rechenwerte der thermischen Materialkennwerte für normierte thermische Analyse

		1200	20.00	1.00	20.00
Schutzdauer t_{pr}	25 Minuten	T [°C]	λ [W/(mK)]	ρ [kg/m ³]	c_p [kJ/(kgK)]
Anfangsdicke [mm]	1.40	0	6.50	18.66	2.50
Schaumdicke [mm]	90	180	6.50	18.66	2.50
Schaumfaktor [-]	64.3	220	0.82	160.60	2.50
		280	0.12	14.70	4.74
		320	0.10	12.50	3.69
		400	0.19	10.40	3.69
		500	0.31	7.83	9.17
		650	0.57	5.00	12.50
		800	5.00	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00
Schutzdauer t_{pr}	30 Minuten				
Anfangsdicke [mm]	1.70	0	7.50	20.40	2.50
Schaumdicke [mm]	100	180	7.50	20.40	2.50
Schaumfaktor [-]	58.8	220	0.82	171.10	2.50
		280	0.12	15.90	4.74
		320	0.16	13.50	3.69
		400	0.17	11.25	3.69
		500	0.26	8.40	9.17
		650	0.44	5.00	12.50
		800	4.30	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00
Schutzdauer t_{pr}	35 Minuten				
Anfangsdicke [mm]	2.00	0	4.00	21.80	2.50
Schaumdicke [mm]	110	180	4.00	21.80	2.50
Schaumfaktor [-]	55.0	220	0.35	185.00	2.50
		280	0.45	17.50	4.74
		320	0.51	14.90	3.69
		400	0.99	12.40	3.69
		500	1.45	9.30	9.17
		650	2.00	5.00	12.50
		800	3.20	5.00	16.00
		1200	20.00	1.00	20.00

A6 Nachweis- und Grenzzustandsgleichungen

Die nachfolgenden Gleichungen dienen der allgemeinen Veranschaulichung der durchgeführten Rechnungen und werden daher ohne Zeitabhängigkeit und ohne Berücksichtigung eines Sicherheitskonzeptes dargestellt.

Allgemeine Eingangswerte

Schutzdauer der HLB im eindimensionalen Fall

$$t_{pr,0} = (-1,098 l_0^3 + 3,262 l_0^2 + 5,947 l_0 + 9,435) \cdot \phi \quad (\text{A.1})$$

Erläuterung:

ϕ Faktor zur Berücksichtigung der streuenden Eigenschaften des reinen Produktes HLB

Schutzdauer der HLB im zweidimensionalen Fall

Siehe Gleichungen (6.3) und (6.4)

Abbrand

$$d_{ef} = d_{char} + d_0 \quad (\text{A.2})$$

Modelle für d_{char} und d_0 entsprechend Gleichungen (6.6) bis (6.10)

Ideelle geometrische und statische Größen

(Annahme vierseitiger Beflammung)

$$h_{id} = h - 2d_{ef} \quad (\text{A.3})$$

$$b_{id} = b - 2d_{ef} \quad (\text{A.4})$$

$$A_{id} = b_{id} \cdot h_{id} \quad (\text{A.5})$$

$$I_{y,id} = b_{id} \cdot h_{id}^3 / 12 \quad (\text{A.6})$$

$$I_{z,id} = b_{id}^3 \cdot h_{id} / 12 \quad (\text{A.7})$$

$$W_{y,id} = b_{id} \cdot h_{id}^2 / 6 \quad (\text{A.8})$$

$$W_{z,id} = b_{id}^2 \cdot h_{id} / 6 \quad (\text{A.9})$$

$$i_{y,id} = \sqrt{\frac{I_{y,id}}{A_{id}}} \quad (\text{A.10})$$

$$i_{z,id} = \sqrt{\frac{I_{z,id}}{A_{id}}} \quad (\text{A.11})$$

Zugstab

Nachweisgleichung

$$N = f_t \cdot A_{id} \tag{A.12}$$

Grenzzustandsgleichung

$$Z = u \cdot N - (G + Q) \tag{A.13}$$

Biegebalken (M_y ohne Stabilität)

Nachweisgleichung

$$p = \frac{8 \cdot f_m \cdot W_{y,id}}{l^2} \tag{A.14}$$

Grenzzustandsgleichung

$$Z = u \cdot p - (g + q) \tag{A.15}$$

Biegebalken ($M_y + M_z +$ Kippen)

Verhältnis der Lasten in z – und y – Richtung: $p_y / p_z = n$ (A.16)

$$\lambda_{rel,m} = \sqrt{\frac{l \cdot h_{id}}{\pi \cdot b_{id}^2}} \cdot \sqrt{\frac{f_m}{E \cdot G}} \tag{A.17}$$

$$k_m = \left\{ \begin{array}{ll} 1 & \text{für } \lambda_{rel,m} < 0,75 \\ 1,56 - 0,75 \cdot \lambda_{rel,m} & \text{für } 0,75 \leq \lambda_{rel,m} \leq 1,4 \\ 1/\lambda_{rel,m}^2 & \text{für } 1,40 < 1,4 \end{array} \right\} \tag{A.18}$$

$$k_{red} = 0,7 \quad \text{für } h_{id} / b_{id} \leq 4$$

$$k_{red} = 1,0 \quad \text{für andere Querschnitte}$$

$$p_{1,z} = \left[\frac{h_{id} \cdot l^2}{16 \cdot k_m \cdot I_{y,id} \cdot f_m} + \frac{k_{red} \cdot b_{id} \cdot l^2 \cdot n}{16 \cdot I_{z,id} \cdot f_m} \right]^{-1} \tag{A.19}$$

$$p_{2,z} = \left[\frac{k_{red} \cdot h_{id} \cdot l^2}{16 \cdot k_m \cdot I_{y,id} \cdot f_m} + \frac{b_{id} \cdot l^2 \cdot n}{16 \cdot I_{z,id} \cdot f_m} \right]^{-1} \tag{A.20}$$

$$p_z = \min p_{1,z} / p_{2,z} \tag{A.21}$$

Grenzzustandsgleichung

$$Z = u \cdot p_z - (g + q) \quad (\text{A.22})$$

Pendelstütze (mittiger Druck, einseitig gehalten)

$$\lambda = \frac{l_{cf}}{i_{id}} \quad (\text{A.23})$$

$$\lambda_{rel,c} = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_c}{E}} \quad (\text{A.24})$$

$$k = 0,5 \cdot [1 + 0,1 \cdot (\lambda_{rel,c} - 0,3) + \lambda_{rel,c}^2] \quad (\text{A.25})$$

$$k_c = \min \left\{ \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \lambda_{rel,c}^2}} / 1 \right\} \quad (\text{A.26})$$

$$N = f_c \cdot k_c \cdot A_{id} \quad (\text{A.27})$$

Grenzzustandsgleichung

$$Z = u \cdot N - (G + Q) \quad (\text{A.28})$$

Gedrückter Biegebalken (N+M_y+M_z+Kippen)

Siehe auch Gleichungen A.17 bis A.20 sowie A.23 bis A.26.

Ausmitte der Normalkraft in z-Richtung: e_z

Ausmitte der Normalkraft in y-Richtung: e_y

$$N_1 = \left[\frac{1}{A_{id} \cdot k_{c,y} \cdot f_c} + \frac{e_z \cdot h_{id}}{2 \cdot k_m \cdot I_{y,id} \cdot f_m} + \frac{k_{red} \cdot e_y \cdot b_{id}}{2 \cdot f_m \cdot I_{z,id}} \right]^{-1} \quad (\text{A.29})$$

$$N_2 = \left[\frac{1}{A_{id} \cdot k_{c,z} \cdot f_c} + \frac{k_{red} \cdot e_z \cdot h_{id}}{2 \cdot k_m \cdot I_{y,id} \cdot f_m} + \frac{e_y \cdot b_{id}}{2 \cdot f_m \cdot I_{z,id}} \right]^{-1} \quad (\text{A.30})$$

$$N = \min N_1 / N_2 \quad (\text{A.31})$$

Grenzzustandsgleichung

$$Z = u \cdot N - (G + Q) \quad (\text{A.32})$$

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-5900
E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:
Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das aktuelle Verzeichnis unter:
www.ibmb.tu-bs.de (→ Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächen-tragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämm-schichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongüewürfeln und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametrisches, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Reiß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nötling, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaser-verbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutz-technischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Riß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Rißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Einschluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zweiaxsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abschalelementen.
Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorge-spannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997, 1998. ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung, 1998.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998. ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998. ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998. ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:

Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.
ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:

Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton.
1999.
ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:

Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.
ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:

Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.
ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.
ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.
ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:

Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Rißprozeßzone. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:

Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:

Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstoffaser – Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:

Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.
ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.
ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:

Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.
ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:

Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:

Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Be-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztag 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und Ein-
satzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. zum
70 Geburtstag gewidmet. 2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztag 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und –praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler : Brandschutz und mehr...

2003.

ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004.

ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-157-X

Nicht in der Schriftenreihe erschienen.

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. März 2004.

ISBN 3-89288-158-8

H. 178:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29. – 30.9.2004 in Braunschweig ; Kurzreferate. 2004.

ISBN 3-89288-159-6

H. 179:

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massigen Betonbauteilen. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-160-X.

H. 180:

Weiske, R.

Durchleitung hoher Stützlasten bei Stahlbetonflächdecken. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-161-8.

H. 181:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]

Qualität im Bauwesen : 11. und 12. Nov. ; Braunschweiger Bauseminar 2004.

ISBN 3-89288-162-6

H. 182:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth : Struktur und Anwendung der Baustoffe. 2005.

ISBN 3-89288-163-4

H. 183:

Budelmann, H. ; Laube, M. ; Hinrichs, W. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. Februar 2005.

ISBN 3-89288-164-2

H. 184:

Hinrichs, W.

Charakterisierung einer einheitlichen Messmethodik und Validierung ausgewählter Verfahren für die Bestimmung der Maschenweiten von Stahldrahtgeweben : Das Forschungsvorhaben wurde von der Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. gefördert (Az: A 182/S24/10036/02. 2005). ISBN 3-89288-166-9.

H. 185:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '05 : 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. Sept. 2005 in Braunschweig, Tagungsbericht. ISBN 3-89288-167-7.

H. 186:

Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilierten Bränden. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-168-5.

H. 187:

Rigo, E.M.: Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-169-3.

H. 188:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bauen im Bestand : Beton in der Abwassertechnik ; 6. Sept. 2005. ISBN 3-89288-170-7.

H. 189:

Gerritzen, D.P.
Zur Frage der Nutzbarkeit verbundlos vorgespannter Stahlbetondecken nach Brandeinwirkung. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-171-5.

H. 190:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Bewe(ä)rtter Betonbau : 10. und 11. November ; Braunschweiger Bauseminar 2005. ISBN 3-89288-172-3

H. 191:

Kurzberichte aus der Forschung 2005. 2006. ISBN 3-89288-173-1

H. 192:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 26.-27. Sept. 2006 ; Kurzreferate. ISBN-10: 3-89288-174-X ISBN-13: 978-3-89288-174-2.

H. 193:

Sperling, D.
Eine Methode zur automatisierten Überwachung von Spannbetonfahrwegträgern. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-175-8 ISBN-13: 978-3-89288-175-9.

H. 194:

Grunert, J.P.
Zum Tragverhalten von Spannbetonfertigteiltalken aus Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-176-6 ISBN-13: 978-3-89288-176-6.

H. 195:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bau Symposium Braunschweig (BSB 2007) : Stand und Entwicklung des Trockenbaus ; 8. März. 2007. ISBN 978-3-89288-177-3.

H. 196:

Bruder, S.
Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. 2007. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1996. ISBN 978-3-89288-178-0.

H. 197:

Holst, A.

Korrosionsmonitoring und Bruchortung vorgespannter Zugglieder in Bauwerken. 2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-179-7.

H. 198:

Forell, B.

A Methodology to assess Species Yields of Compartment Fires by means of an extended Global Equivalence Ratio Concept. 2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-180-3.

H. 199:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '07 : 21. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 26. und 27. Sept. 2007 in Braunschweig, Tagungsband.

ISBN 978-3-89288-181-0.

H. 200:

Nothnagel, R.

Hydratations- und Strukturmodell für Zementstein. 2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-182-7

H. 201:

Riese, O.

Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel. 2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-183-4

H. 202:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '08 : 22. Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten , 30.9. – 1.10.2008 – Tagungsband.

ISBN 978-3-89288-185-8

H. 203:

Klinzmann, C.

Methodik zur computergestützten, probabilistischen Bauwerksbewertung unter Einbeziehung von Bauwerksmonitoring. 2008.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-186-5.

H. 204:

Schnetgöke, R.

Zuverlässigkeitsorientierte Systembewertung von Massivbauwerken als Grundlage für die Bauwerksüberwachung. 2008.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-187-2.

H. 205:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]

Bau Symposium Braunschweig (BSB 2008): Konstruktiver Holzbau ; 4. November 2008.

ISBN 978-3-89288-188-9.

H. 206:

Kampmeier, B.

Risikogerechte Brandschutzlösungen für den mehrgeschossigen Holzbau. 2008.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2008.

ISBN 978-3-89288-189-6.

H. 207:

Husemann, U.

Erhöhung der Verbundtragfähigkeit von nachträglich aufgeklebten Lamellen durch Bügelumschließungen.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.

ISBN 978-3-89288-190-2

H. 208:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '09 : 23. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis, 29.9.2008 – 30.9.2009 ; Tagungsband.

ISBN 978-3-89288-191-9

H. 209:

Sperbeck, S.T.

Seismic Risk Assessment of Masonry Walls and Risk Reduction by Means of Prestressing. 2009.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.

ISBN 978-3-89288-192-6

H. 210:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2010 : :
24. Fachtagung ; Brandschutz bei Sonder-
bauten , 21. und 22.9.2010 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-194-0

H. 211:
Hohm, V.
Wärmetransportmodell für gekoppelte Pro-
zesse in der Brandsimulation. 2010.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-195-7.

H. 212:
Kruse, D.
Entwicklung von Hochleistungsbrand-
schutzbeschichtungen zum Entzündungs-
schutz von Holz unter Vollbrandbedingun-
gen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-196-4.

H. 213:
Twelmeier, H.
Dauerhaftigkeitsprognose der Verfügun-
g von gipshaltigem historischem Mauerwerk.
2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-197-1.

H. 214:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2011 : :
25. Fachtagung Brandschutz – Forschung
und Praxis, 27. und 28.9.2011 – Tagungs-
band.
ISBN 978-3-89288-198-8

H. 215:
Hollmann, D.W.
Grundlagen und Ingenieurmodell für den
Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleis-
tungsbrandschutzbeschichtungen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2011.
ISBN 978-3-89288-199-5

H. 216:
Rostásy, F.S.
Assessment of Mechanical Properties of
Structural Materials for Cryogenic Applica-
tion (June 1988). 2011.
ISBN 978-3-89288-200-8